الجـــــــــــــــــــمـهـوريـــــة الجـــــــــــــزائـريـة الديمـــــــقـراطيـة الـشـــــــــعبيـة

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE

وزارة التـــــــــــــــــــــــــــعـليـم العـــــــالي و البـــــــــحث العـــــلـمـــي

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique

جـــــــــــــامعة أبي بكـــر بـلـقـايد – تـلمســـــــــــــان –

Université Aboubakr Belkaïd – Tlemcen –

Faculté de TECHNOLOGIE

THESE

Présentée pour l'obtention du **grade** de **DOCTORAT 3ème Cycle**

En : Electrotechnique

Spécialité : Electrotechnique : Commande des machines électriques

Par : IBRAHIM GUENOUNE

Sujet

Commandes non linéaires robustes de systèmes éoliens

Soutenue publiquement, le 08 / 02 / 2018, devant le jury composé de :

M. Brahim CHERKI	Professeur	Univ. Tlemcen	Président
M. Ali CHERMITI	Professeur	Univ. Tlemcen	Directeur de thèse
M. Franck PLESTAN	Professeur	Ecole Centrale Nantes	Directeur de thèse
M. Mohamed DJEMAI	Professeur	Univ. Valenciennes et du Hainaut Cambrésis	Examinateur 1
M. Salim LABIOD	Professeur	Univ. Jijel	Examinateur 2
M. Rachid OUTBIB	Professeur	Univ. Aix-Marseille	Examinateur 3

« Une personne qui n'a jamais commis
d'erreurs n'a jamais tenté d'innover, »

Albert Einstein

A mes parents
A mes frères Amine et Ilyes

Avant-propos

Ce travail s'inscrit dans le cadre d'une Co-tutelle entre l'École Centrale de Nantes et l'Université de Tlemcen (Faculté de Technologie). Il a été réalisé au sein du Laboratoire des Sciences du Numérique de Nantes (LS2N) et du Laboratoire d'Automatique de Tlemcen (LAT).

Ce travail n'aurait pas été possible sans le soutien de l'École Centrale de Nantes et le programme de bourse Eurasmus Mundus, qui m'ont permis, grâce à une bourse d'excellence et divers financements, de me consacrer sereinement à l'élaboration de ma thèse.

J'aimerais tout d'abord à remercier tous qui ont contribué pour la réussite de mes travaux de ma thèse. En premier lieu, je souhaite remercier l'ensemble de mes directeurs de thèse Monsieur Franck PLESTAN, professeur à L'École Centrale de Nantes, et Monsieur Ali CHERMITI, Professeur à l'Université de Tlemcen, pour avoir accepté de diriger ma thèse, mais avant tout pour leur conseils et encouragement pendant toute la période de thèse. Je suis, en effet, trés reconnaissant envers Monsieur Franck PLESTAN, car il a été l'élément clé pour l'avancement de mes travaux, ses disponibilités et ses qualités scientifiques et surtout humaines étaient toujours une source de motivation.

Mes profondes remerciements vont ainsi à Monsieur Alain GLUMINEAU, Professeur à l'École Centrale de Nantes (parti en retraite en 2016), pour son accueil chaleureux dans son équipe de recherche. C'est grâce à lui que cette thèse a été déclenchée.

Je tiens à m'exprimer toute ma gratitude à l'ensemble des membres du jury pour le riche échange et débat scientifique du 8 février 2018. Je remercie Monsieur Brahim CHERKI, Professeur à l'Université de Tlemcen, de m'avoir fait l'honneur de présider le jury.
Je souhaiterais remercier également mes rapporteurs, Messieurs Mohamed DJEMAI, Salim LABIOD et Rachid OUTBIB respectivement Professeurs à l'Université de Valenciennes et du Hainaut Cambrésis, à l'Université de Jijel et à l'Université de Aix-Marseille, d'avoir accepté de juger mon travail de thèse. Leurs remarques pertinentes et constructives ont permis de clarifier et d'améliorer d'une manière significative la qualité de ce mémoire.

Mes remerciements s'adressent ainsi au comité suivi de thèse, Messieurs Luc LORON et Stéphane CARO, respectivement Professeur à l'École Polytechnique de Nantes et chercheur CNRS à l'École Centrale de Nantes, leurs conseils m'ont permis de bien avancer sur mes travaux.

Je remercie vivement Madame Carolina EVANGELISTA, Maître de Conférences à l'Université d'Argentine, pour sa collaboration et le riche échange scientifique.
J'adresse mes remerciements également à mes collègues à l'Université de Tlemcen et à l'École Centrale de Nantes pour leur soutien permanent et surtout la bonne ambiance, en particulier, Abdelkader MECHERNENE, Farouk BELKADI et Mohamed BELHOCINE.

Je voudrais exprimer une pensée spéciale à mes parents et mes frères Amine et Ilyes, pour leur appui tout au long de ma vie. Ils m'ont toujours soutenu et encouragé. Un grand merci à ma fiancée Nadia pour sa compréhension et sa patience pendant mes « moments difficiles ». Enfin, à ma grande famille, à ma grand-mère, à Kader, et à tous mes amis pour leurs encouragements et leur aide.

Table des matières

1 Introduction générale **17**
1.1 État de l'art . . . 18
1.1.1 Historique . . . 18
1.1.2 Éoliennes à axe vertical ou horizontal . . . 19
1.1.3 Éolienne à vitesse fixe et variable . . . 21
1.1.4 Génératrices utilisées dans les éoliennes . . . 23
1.1.5 Commande des éoliennes . . . 24
1.2 Motivation et objectifs . . . 26
1.3 Organisation du rapport . . . 27

I Étude d'une éolienne simple **29**

2 Modélisation de la chaîne de conversion **33**
2.1 Introduction . . . 33
2.2 Modèle aérodynamique . . . 34
2.2.1 Incidence du vent sur la pale . . . 34
2.2.2 Modèle de la turbine . . . 37
2.3 Modèle de l'arbre de transmission (arbre mécanique) . . . 39
2.3.1 Modèle à double masse . . . 39
2.3.2 Modèle à simple masse . . . 40
2.4 Modèle de l'actionneur de l'angle de calage . . . 41
2.5 Modélisation de la génératrice électrique [1]-[2]-[3] . . . 42
2.5.1 Modèle triphasé de la MSAP . . . 43
2.5.2 Transformation triphasé-diphasé de la MSAP (modèle $d-q$) . . . 44
2.6 Un premier modèle d'état d'une éolienne . . . 45
2.7 Conclusion . . . 46

3 Commande d'une éolienne à vitesse et angle de calage des pales variables **47**
3.1 Introduction . . . 47
3.2 Zones de fonctionnement d'une éolienne . . . 48
3.3 Principe de commande dans les zones II et III . . . 49
3.3.1 Zone II. Optimisation de la puissance produite . . . 50
3.3.2 Zone III. Limitation de la puissance produite . . . 52
3.3.3 Zone de commutation entre les zones II et III . . . 53
3.4 Synthèse des lois de commande . . . 55
3.4.1 Stratégie de maximisation du couple (zone II) [4]-[5] . . . 55
3.4.2 Principe de la commande vectorielle . . . 56

3.4.3 Commandes basées PI . . . 58
3.4.4 Commandes basées *backstepping* [6] . . . 63
3.4.5 Commande de l'angle de calage (zone III) . . . 67
3.5 Simulations et analyse . . . 68
3.5.1 Scénario 1 : fonctionnement en charge partielle (zone II) . . . 68
3.5.2 Scénario 2 : fonctionnement en pleine charge (zone III) . . . 72
3.5.3 Scénario 3 : fonctionnement dans les deux zones et dans l'inter-zone 74
3.5.4 Scénario 4 : test de robustesse . . . 76
3.6 Conclusion . . . 79

II Étude d'une nouvelle structure d'éolienne double 81

4 Commande d'une éolienne double par le différentiel des angles de calage des pales 85
4.1 Introduction . . . 85
4.2 Présentation du concept SEREO . . . 86
4.3 Principe général . . . 87
4.4 Modélisation de la structure SEREO [7]-[8] . . . 88
4.4.1 Modèle mécanique . . . 88
4.4.2 Modèle électrique . . . 92
4.4.3 Modèle non linéaire complet de la structure SEREO . . . 93
4.5 Un modèle de commande du système SEREO . . . 95
4.6 Formulation du problème de commande . . . 98
4.7 Commande par mode glissant d'ordre 1 [8] . . . 99
4.7.1 Principe de la commande par mode glissant d'ordre 1 . . . 100
4.7.2 Application à la structure SEREO . . . 101
4.7.3 Résultats de simulations . . . 105
4.8 Commande par mode glissant d'ordre deux . . . 114
4.8.1 Conception des lois de commande . . . 115
4.8.2 Résultats de simulation . . . 117
4.9 Commande *backstepping* avec action intégrale [9] . . . 123
4.9.1 Commande en vitesse des éoliennes . . . 126
4.9.2 Commande de l'angle d'orientation . . . 127
4.10 Résultats de simulation . . . 130
4.11 Conclusion . . . 137

5 Commande d'une éolienne double par différence de puissance 139
5.1 Introduction . . . 139
5.2 Principe général . . . 140
5.3 Rappel du modèle réduit de la structure SEREO . . . 140
5.4 Formulation du problème de la commande . . . 142
5.5 Commande *Super-Twisting* . . . 144
5.5.1 Rappels [10]-[11] . . . 144
5.5.2 Application au système SEREO [12] . . . 145
5.6 Analyse des résultats de simulation . . . 146
5.6.1 Test avec la fonction discontinue *sign* . . . 147
5.6.2 Scénario 1. Production maximale et rotation face au vent. . . . 147
5.6.3 Scénario 2. Analyse de la robustesse (incertitudes paramétriques). . 150
5.7 Conclusion . . . 152

6 Conclusions et perspectives **153**

Appendices **157**

A Annexe A **159**

B Annexe B **161**

Bibliographie **163**

Table des figures

1.1 Ancien moulin à vent utilisé par les Perses [13]. **Gauche** - Vu de coupe. **Droite** - Vu du haut. . . . 19
1.2 Éolienne à axe vertical [14]. . . . 20
1.3 Éolienne à axe horizontal [15]. . . . 21
1.4 Dispositif d'orientation des pales [16]. . . . 21
1.5 Éolienne à vitesse fixe connectée directement au réseau électrique [17]. . . . 22
1.6 Éolienne à vitesse variable connectée au réseau électrique via une interface d'électronique de puissance [17]-[18]. . . . 22

2.1 Éléments constituants une éolienne à axe horizontal [19]. . . . 33
2.2 Chaîne de conversion de l'énergie éolienne [20] 34
2.3 **Gauche.** Incidence du vent sur un élément de la pale [18]. **Droite**. Une pale d'éolienne [21]. . . . 34
2.4 Forces aérodynamiques agissant sur la pale [22]. . . . 36
2.5 Coefficients de portance C_L et de traînée C_D en fonction de l'angle d'incidence ϕ (°) d'une éolienne *S809 airfoil* [22]. . . . 37
2.6 Coefficient de puissance C_p en fonction du ratio de vitesse λ, pour différentes valeurs d'angle de calage β (°). . . . 38
2.7 Couplage mécanique de l'éolienne basé sur un modèle à double masse [18]. 40
2.8 Modèle à une masse. **a-** Modèle ramené sur l'arbre lent. **b-** Modèle ramené sur l'arbre rapide [23]. . . . 40
2.9 Modélisation de l'actionnement de l'angle de calage des pales d'éolienne [24]-[25]. . . . 42
2.10 Schéma équivalent de la MSAP dans le repère $d-q$ [26]. . . . 44
2.11 Schéma de principe de commande d'une éolienne. . . . 46

3.1 Zones de fonctionnement d'une éolienne à vitesse et *pitch* variables [19]. . . 48
3.2 Zones de fonctionnement d'une éolienne à vitesse et angle de calage variables, avec zone de commutation. . . . 49
3.3 Coefficient de puissance C_p en fonction de λ, pour différentes valeurs de β. Les points noirs correspondent aux valeurs maximales atteignables par C_p pour un angle β donné, et selon la valeur de λ. . . . 51
3.4 Schéma illustre la commande standard en zone d'optimisation [23]-[17] . . 51
3.5 Régulation en cascade de la vitesse Ω et du courant i_q. . . . 52
3.6 Principe de commande en zone III [23] 53
3.7 Schéma global proposé pour la commande de l'éolienne (partie mécanique) 54
3.8 Principe de l'orientation du flux [27]. . . . 57
3.9 Schéma global de la commande vectorielle de l'éolienne en zone II, avec utilisation de régulateurs PI (Figure inspirée de [28]-[25]). . . . 58

3.10 Principe de la commande du courant i_d. 59
3.11 Principe de la commande du courant i_q. 61
3.12 Principe de la commande de la vitesse de rotation. 62
3.13 Schéma global de la commande vectorielle de l'éolienne en zone II, avec utilisation de régulateurs *backstepping* (Figure inspirée de [28]). 64
3.14 Principe de commande de l'orientation des pales (schéma inspiré de [29]). . 67
3.15 **Scénario 1-Haut :** Vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Coefficient de puissance C_p obtenu par les commandes type *backstepping* (bleu) et PI (rouge) en fonction du temps (s). 69
3.16 **Scénario 1-Haut :** Vitesses de rotation Ω (rad/s) et vitesse de référence Ω^* en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur de vitesse $\Omega - \Omega^*$ (rad/s) en fonction du temps (s). 70
3.17 **Scénario 1-Haut :** Courant i_q (A) en fonction du temps (s). **Bas :** Courant i_d (A) en fonction du temps (s) 70
3.18 **Scénario 1-Haut :** Entrée v_q (V) en fonction du temps (s). **Bas :** Entrée v_d (V) en fonction du temps (s) 71
3.19 **Scénario 1-Haut :** Tensions de phase v_a, v_b, v_c (V) obtenues par la commande *backstepping* en fonction du temps (s). **Bas :** Courants de phase i_a, i_b, i_c (A) obtenues par la commande *backstepping* en fonction du temps (s). 71
3.20 **Scénario 1-Haut :** Puissance électrique (W) en fonction du temps (s). **Bas :** Couple électromagnétique Γ_{em} $(N.m)$ en fonction du temps (s). . . . 72
3.21 **Scénario 2**-Vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (s). 72
3.22 **Scénario 2-Haut :** Coefficient de puissance C_p en fonction du temps (s). **Bas :** angle de calage des pales β $(°)$ en fonction du temps (s). 73
3.23 **Scénario 2-Haut :** Vitesse de rotation Ω (rad/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur de vitesse (rad/s) en fonction du temps (s). 73
3.24 **Scénario 2**-Puissance électrique produite en zone III (W) en fonction du temps (s). 73
3.25 **Scénario 3**-Vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (s). 74
3.26 **Scénario 3-Haut :** Coefficient de puissance C_p en fonction du temps (s). **Bas :** Angle de calage des pales β $(°)$ en fonction du temps (s). 75
3.27 **Scénario 3-Haut :** Vitesse de rotation Ω (rad/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur de vitesse (rad/s) en fonction du temps (s). 75
3.28 **Scénario 3-Haut :** Puissance électrique (W) en fonction du temps (s). **Bas :** Couple électromagnétique Γ_{em} $(N.m)$ en fonction du temps (s). . . . 76
3.29 **Scénario 4 avec erreur de modélisation-Haut :** Vitesse de rotation Ω (rad/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur en vitesse (rad/s) en fonction du temps (s). 77
3.30 **Scénario 4 avec erreur de modélisation-Haut :** Coefficient de puissance C_p en fonction du temps (s). **Bas :** Angle de calage des pales β $(°)$ en fonction du temps (s). 77
3.31 **Scénario 4 avec erreur de modélisation**-Puissance électrique (W) en fonction du temps (s). 77
3.32 **Scénario 4 avec bruits de mesure-Haut :** Vitesse de rotation Ω (rad/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur de vitesse (rad/s) en fonction du temps (s). 78

4.1 Structure SEREO [30] composée de deux turbines. 87
4.2 Structure SEREO [30] vu du haut. 88

4.3 **Gauche :** coefficient de puissance C_{pi} en fonction du ratio de vitesse λ_i pour différentes valeurs de l'angle de calage β_i. **Droite :** coefficient de traînée C_{ti} en fonction du ratio de vitesse λ_i pour différentes valeurs de l'angle de calage β_i. 90

4.4 Modèle Simulink utilisé pour simuler la structure SEREO. 95

4.5 Schéma de commande pour la structure SEREO. 100

4.6 **Scénario 1-Haut** - Vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Angle de calage β_1 $(°)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Coefficient de puissance C_{p1} en fonction du temps (sec). 107

4.7 **Scénario 1-Haut** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Bas** - Courant direct i_{d1} (A) en fonction du temps (sec). . 107

4.8 **Scénario 1-Haut** - Couple électromagnétique Γ_{em1} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **bas** - Puissance générée par l'éolienne 1 (W) en fonction du temps (sec). 108

4.9 **Scénario 2-Haut-gauche** - Angle d'orientation ψ $(°)$ en fonction du temps (sec) . **Haut-droite** - Entrée de commande $\Delta\beta$ $(°)$ en fonction du temps (sec). **Milieu** - Angles de calages β_1 et β_2 $(°)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec). . . . 109

4.10 **Scénario 2-Haut-gauche** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Haut-droite** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_2 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissances générées par l'éolienne 1 et l'éolienne 2 (W) en fonction du temps (sec). 110

4.11 **Scénario 3.** - **Haut-gauche** - Angle d'orientation ψ $(°)$ en fonction du temps (sec). **Haut-droite** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Couple électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissances générées pour l'éolienne 1 et l'éolienne 2 (W) en fonction du temps (sec). 112

4.12 **Scénario 4.** - **a** - Angle d'orientation ψ $(°)$ en fonction du temps (sec). **b** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **c** - Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **d** - Puissances générées par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec). 113

4.13 **Scénario 2.** - **Haut-gauche** - Vitesse de vent (m/s) en fonction du temps (sec). **Haut-doite** - Angle d'orientation ψ $(°)$ en fonction du temps (sec). **Milieu** - Angles de calage β_1 et β_2 $(°)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec). 119

4.14 **Scénario 2.** - **Haut-gauche** - Vitesse de rotation Ω_1 rad/s en fonction du temps (sec). **Haut-droite** - Erreur de suivi de la vitesse $\Omega_1 - \Omega^*$ (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissance générée par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec). 120

4.15 **Scénario 3.** - **Haut** - Angle d'orientation ψ $(°)$ en fonction du temps (sec). **Milieu** - Angles de calage β_1 et β_2 $(°)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec). 122

4.16 **Scénario 3.** - **Haut-gauche** - Vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Haut-droite** - Erreur de suivi $\Omega_1 - \Omega^*$ (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissance générée par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec). 123
4.17 Schéma de commande basé sur une approche type *backstepping* intégrale. . 130
4.18 **Scénario 1.** Profil de la vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (sec). 131
4.19 **Scénario 1.** - **Haut :** coefficient de puissance en fonction du temps (sec). **Bas :** angle de calage β_1 $(°)$ en fonction du temps (sec). 132
4.20 **Scénario 1.** - **Haut :** vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu :** couple électromagnétique Γ_{em1} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas :** puissance électrique (W) en fonction du temps (sec). 133
4.21 **Scénario 2.** - **Haut :** angle d'orientation ψ $(°)$ en fonction du temps (sec). **Milieu :** angles de calage β_1 et β_2 $(°)$ en fonction du temps (sec). **Bas :** Coefficient de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec). 134
4.22 **Scénario 2.** - **Haut :** couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas :** puissances électriques des deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec). 134
4.23 **Scénario 3.** - **Haut :** angle d'orientation ψ $(°)$ en fonction du temps (sec). **Bas :** angles de calage β_1 et β_2 $(°)$ en fonction du temps (sec). 136
4.24 **Scénario 3.** - **Haut :** coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec). **Bas :** puissances électriques des deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec). 136

5.1 Schéma de commande proposé pour la structure SEREO 143
5.2 Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ avec les commandes STW et SMC en utilisant la fonction $sign$, en fonction du temps (sec) 148
5.3 **Scénario 1.** - **Haut.** Vitesse de vent (m/s) en fonction du temps (sec). **Bas.** Angle d'orientation $(°)$ en fonction du temps (sec). 148
5.4 **Scénario 1. Haut** - Coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec). **Bas** - Vitesse de rotation Ω_1 et Ω_2 (rad/s) en fonction du temps (sec). 149
5.5 **Scénario 1. Haut** - Couples Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissances générées par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec). 149
5.6 **Scénario 2. Haut** - Erreur de poursuite de l'angle d'orientation $\psi - \alpha$ $(°)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Vitesses de rotation Ω_1 et Ω_2 (rad/s) en fonction du temps (sec). 150
5.7 **Scénario 2. Haut** - Couples Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissances générées par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec). 151

Liste des tableaux

1.1 Capacité d'installation de l'énergie éolienne dans différents pays [31]. . . . 18

3.1 Paramètres des commandes basées sur correcteurs PI. 63
3.2 Valeurs instantanées des tensions et des courants obtenues par la commande type *backstepping* à l'instant $t = 25\,s$. 70
3.3 **Scénario 1.** Comparaison des deux commandes. 71
3.4 **Scénario 3** : Comparaison des performances obtenues avec les deux stratégies. 75
3.5 **Scénario 4 avec erreur de modélisation.** Comparaison des performances obtenues avec les deux stratégies. 78
3.6 **Scénario 4 avec bruits de mesure**-Comparaison des performances obtenues avec les deux stratégies. 79

4.1 Caractéristiques des bruits de mesure. 105
4.2 Paramètres de la commande par modes glissants. 105
4.3 Paramètres du régulateur PI. 106
4.4 **Scénario 1.** Performances de la commande PI pour différentes valeurs moyennes de la vitesse du vent. 106
4.5 **Scénario 1.** Performances de la commande SMC pour différentes valeurs moyennes de la vitesse du vent. 108
4.6 **Scénario 1.** Puissance moyenne produite selon les lois de commande PI et SMC. 108
4.7 **Scénario 2.** Comparaison des performances des deux commandes. 111
4.8 **Scénario 2.** Comparaison de la puissance moyenne produite par chaque éolienne. 111
4.9 **Scénario 3.** Comparaison des deux commandes. 111
4.10 **Scénario 4.** Comparaison des deux commandes. 113
4.11 Paramètres des lois de commande *TWC* et *SOFC*. 117
4.12 Caractéristiques du bruit de mesure. 118
4.13 **Scénario 2.** Indicateurs de performance des lois de commande 120
4.14 **Scénario 2.** Indicateurs de performance des lois de commande *SOFC* et *SMC*. 121
4.15 **Scénario 2.** Indicateurs de performance des lois de commande *TWC* et *SMC*. 121
4.16 **Scénario 3.** Indicateurs de performance des lois de commande. 122
4.17 **Scénario 3.** Indicateurs de performance des lois de commande *SOFC* et *SMC*. 124
4.18 **Scénario 3.** Indicateurs de performance des lois de commande *TWC* et *SMC*. 124

4.19 Paramètres des commandes IBC et PI. 130
4.20 **Scénario 1.** Performance de la loi de commande PI pour différentes vitesses moyennes du vent. 132
4.21 **Scénario 1.** Performance de la loi de commande IBC pour différentes vitesses moyennes du vent. 132
4.22 **Scénario 1.** Puissances produites avec les commandes PI et IBC pour différentes vitesses moyennes du vent. 132
4.23 **Scénario 2.** Performances des lois de commandes. 135
4.24 **Scénario 2.** Puissances moyennes produites par les deux stratégies de commande. 135
4.25 **Scénario 3.** Performances des lois de commande. 136

5.1 Paramètres des commandes *STW* et *SMC*. 147
5.2 **Scénario 1.** Indicateurs de performance des commandes *STW* et *SMC*. . . 150
5.3 **Scénario 2.** Indicateurs de performance pour des commandes *STW* et *SMC*.151
5.4 Évaluation de la puissance perdue pendant la phase de transitoire. 152

A.1 Paramètres utilisés pour la simulation des turbines éoliennes (simple et double rotor). 159
A.2 Paramètres des lois de commandes 160

1

Introduction générale

La demande mondiale d'énergie électrique et de combustibles fossiles évolue très rapidement. Nombreuses sont les centrales électriques (plus anciennes) qui arriveront bientôt en fin de vie ; environ la moitié de ces centrales devront être remplacées. Le monde devra faire face à une grave crise énergétique en l'absence de mesures appropriées, à l'image de la pénurie des sources d'énergie fossiles largement utilisées pour la production d'électricité. En effet, les énergies fossiles produisent trois quarts de l'énergie mondiale [32]-[13]. Cependant, la combustion des matières fossiles dégage du dioxyde de carbone, l'un des principaux facteurs provoquant les gaz à effet de serre, considérés comme en partie responsables du réchauffement climatique. Compte tenu de tous ces problèmes, associés à la raréfaction des matières fossiles, il est impératif de basculer vers d'autres moyens pour produire de l'énergie. Ainsi, les sources d'énergie renouvelables offrent un grand potentiel pour une réduction massive des émissions de dioxyde de carbone. Néanmoins, ce n'est qu'au cours de la dernière décennie qu'il y a eu un net regain d'intérêt pour les énergies renouvelables dans le cadre de la production d'électricité. Ainsi, les gouvernements sont intervenus pour promouvoir massivement les investissements dans les énergies renouvelables. Les interventions politiques en matière d'énergies renouvelables ont été motivées par des objectifs tels l'atténuation des émissions de gaz à effet de serre, la sécurité énergétique, [13] ...

L'énergie du vent ou « énergie éolienne » est l'une des énergies renouvelables les plus dynamiques au monde. La génération de l'énergie éolienne est inépuisable, propre et non polluante ; elle n'a pas d'effets nocifs sur l'environnement. L'utilisation de cette source d'énergie n'est pas récente. En effet, depuis des milliers d'années, l'homme a utilisé le vent dans différents domaines. Au début, cette énergie a été exploitée sous forme d'énergie mécanique, par exemple pour faire avancer un navire à voile, ou pour pomper de l'eau (moulins de Majorque). L'utilisation de l'énergie du vent pour la production de l'électricité est plus récente [17]-[18]. En 1970, la crise pétrolière a encouragé la recherche de sources d'énergie non pétrolières, parmi lesquelles l'énergie éolienne qui était prometteuse. Récemment, les inquiétudes liées au réchauffement planétaire ont même intensifié la demande de ressources énergétiques vertes et durables et plusieurs pistes de recherche dans ce domaine ont été ouvertes [13]. En 2013, nombreux sont les pays qui ont dépassé 10.000 MW de capacité en énergie éolienne (voir Table 1.1). À l'horizon 2030, il est estimé que 30 % de

l'électricité mondiale seront fournis à partir de l'énergie du vent [33].

Pays	Capacité installée (MW)
Chine	114.609
USA	65.879
Allemagne	39.165
Espagne	22.987
Inde	22.465
Royaume-Uni	12.440

TABLE 1.1 : Capacité d'installation de l'énergie éolienne dans différents pays [31].

Aujourd'hui, l'énergie éolienne est donc l'une des ressources énergétiques durables les plus importantes et est devenue une alternative concurrente et crédible pour la production de l'électricité. Au cours des dernières années, le développement de l'énergie éolienne a dépassé toutes les attentes. Par exemple, la capacité d'installation en Europe a augmenté durant ces dernières années avec un taux de croissance annuel supérieur à 30 % [15]. En outre, le coût de l'électricité fournie par l'énergie éolienne a baissé de façon importante, grâce à de nouvelles éoliennes plus puissantes [34]-[35]-[15].

Les principaux avantages de l'énergie éolienne peuvent être résumés comme suit [13]-[17]

- source d'énergie inépuisable et renouvelable ;
- énergie propre, pas d'émission de dioxyde de carbone.

L'énergie éolienne a néanmoins quelques désavantages [17], tel que l'impact visuel, l'impact sur la faune (oiseaux), le coût d'installation, la qualité de la puissance produite due aux variations du vent, ...

Les turbines éoliennes sont des systèmes de conversion de l'énergie éolienne, qui pourront dans un avenir proche, concurrencer économiquement les centrales thermiques. Cependant, cela exige de maîtriser cette technologie afin de réduire le prix de production. Outre les progrès sur les aspects aérodynamiques, de structure, ..., la commande peut jouer un rôle essentiel dans ces gains de productivité. En effet, les architectures de commande peuvent forcer l'éolienne à être constamment proche de sa capacité optimale. D'autre part, elles peuvent atténuer les charges sur la structure et donc augmenter la durée de vie de l'éolienne [13].

1.1 État de l'art des systèmes éoliens

1.1.1 Historique

Les éoliennes ont été exploitées par les hommes depuis des milliers d'années. Jusqu'à $\overline{\text{XX}^{\text{e}}}$ siècle, l'énergie éolienne était utilisée sous forme de puissance mécanique afin de pomper de l'eau ou de moudre du grain. Les premiers moulins à vent sont des moulins à axe

vertical et ont été utilisés en Afghanistan au VIIe siècle av. J.-C. Les moulins à axe horizontal sont apparus en Perse et en Chine aux environs du IXe siècle. La Figure 1.1 montre une ancienne structure de moulin à vent utilisée par les Perses. De la Perse et du Moyen-Orient, les moulins à vent se sont répandus à travers toute l'Europe au XIIe siècle, où la performance des moulins à vent a été constamment améliorée.

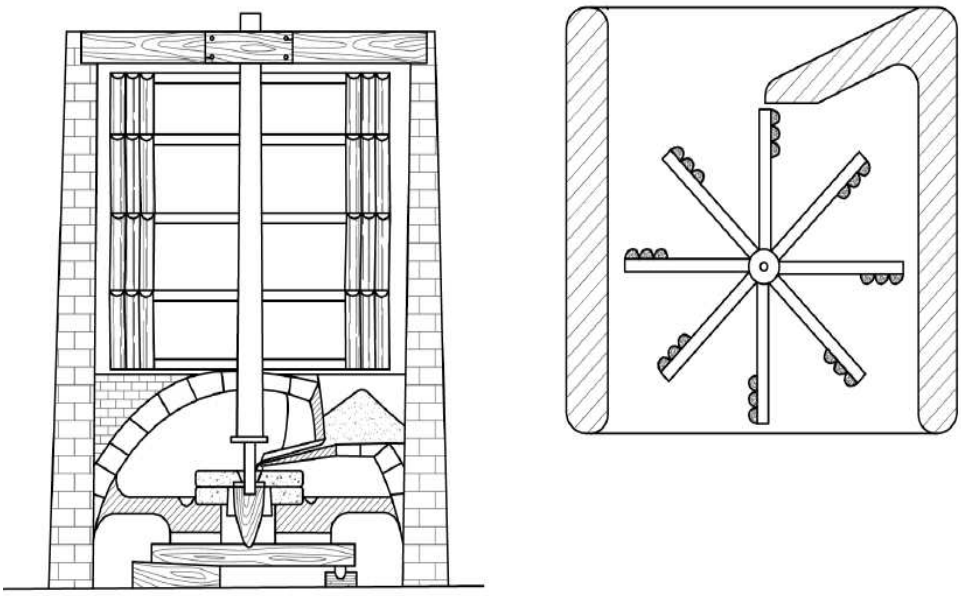


FIGURE 1.1 : Ancien moulin à vent utilisé par les Perses [13]. **Gauche** - Vu de coupe. **Droite** - Vu du haut.

L'utilisation de l'énergie du vent pour produire de l'électricité remonte à 1888 lorsque Charles F. Brush, en Ohio aux USA, a inventé la première turbine éolienne. En 1890, une turbine éolienne générant de l'électricité a été construite par le Danois Poul La Cour. Ensuite, l'industrialisation a conduit à une disparition progressive des moulins à vent, remplacée par des moteurs à combustibles fossiles [34]. Après la crise pétrolière du 1970 et la hausse des prix du pétrole, plusieurs pays ont décidé de s'orienter vers d'autres sources d'énergie, dont l'énergie éolienne qui était l'une des plus prometteuses. Récemment, les problèmes du réchauffement planétaire ont intensifié la demande de ressources énergétiques vertes et durables, suscitant des programmes de recherche dans ce domaine [34]-[13].

1.1.2 Éoliennes à axe vertical ou horizontal

Les turbines éoliennes sont des dispositifs mécaniques conçus spécialement pour convertir l'énergie cinétique du vent en énergie mécanique. Plusieurs modèles de rotor ont été mis au point dont la plupart comprennent un rotor qui tourne grâce à la force de poussée, résultant de l'interaction avec le vent [15]. En fonction de la position de l'axe du rotor, les éoliennes sont classées en deux catégories : éolienne à axe vertical et éolienne à axe horizontal. Les unes tournent autour d'un axe vertical et elles sont entraînées via la traînée. Les autres sont entraînées par la force de poussée développée par les pales dans le flux d'air en circulation. L'éolienne à axe vertical ayant le plus de succès est celle du rotor Darrieus (Figure 1.2), qui a été brevetée par l'ingénieur français Georges Darrieus en 1931

[32]. La principale particularité de ce type d'éolienne est que le générateur et le dispositif de transmission sont localisés au niveau du sol.

FIGURE 1.2 : Éolienne à axe vertical [14].

Cette éolienne est capable de capter le vent de n'importe quelle direction sans besoin d'un système d'orientation. Par contre, le rendement est peu élevé, en raison d'une quantité limitée de l'énergie extraite du vent. Pour ces raisons, la technologie de l'axe vertical a connu un déclin progressif ces dernières années [15]-[34]-[35].

Actuellement, le marché est donc dominé par les éoliennes à axe horizontal (deux pales ou trois pales) (voir Figure 1.3). Le rotor de ce type d'éolienne est situé au sommet d'une tour où le vent a plus d'énergie et moins de turbulence. Le générateur et le dispositif de transmission sont regroupés à l'intérieur de la nacelle. Cette dernière comprend également un mécanisme qui permet d'orienter la nacelle et le rotor afin de suivre la direction du vent.

En mode de fonctionnement normal, le rotor est face au vent afin d'extraire le maximum d'énergie. Le système éolien à axe horizontal se compose principalement de (voir Figure 1.3) [32]-[15]-[36]

- les pales du rotor, qui extraient l'énergie cinétique disponible dans le vent et la transforment en énergie mécanique ;
- la nacelle, qui regroupe le système de contrôle de la puissance, le dispositif de transmission (arbre de transmission), le multiplicateur qui augmente la vitesse de rotation pour entraîner le générateur. Ce dernier transforme l'énergie mécanique en énergie électrique. Pour certaines éoliennes, la commande de la nacelle sert à limiter la puissance produite pour de fortes vitesses de vent [37] ;
- le moyeu qui relie les pales au dispositif de transmission ;
- l'actionneur des angles de calage des pales, qui peut être un système hydraulique, électrique ou électromécanique (voir Figure 1.4), et qui est placé à l'intérieur du moyeu afin d'orienter les pales. Les pales sont pilotés afin d'optimiser la puissance

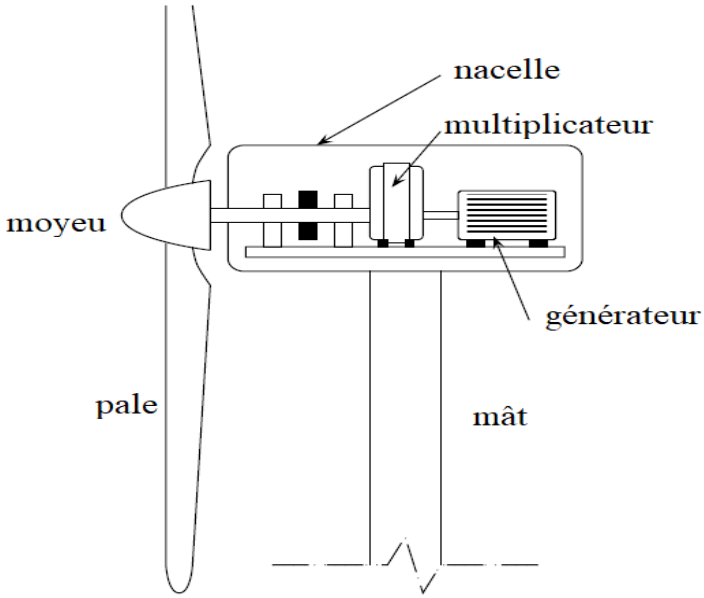


FIGURE 1.3 : Éolienne à axe horizontal [15].

produite par l'éolienne en fonction des conditions de vent, et éventuellement afin de limiter la puissance produite lorsque la vitesse de vent est forte [38] ;

- la tour ou le mât qui porte les pales et la nacelle.

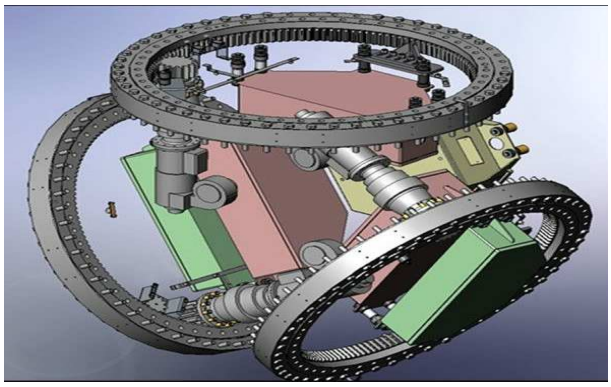


FIGURE 1.4 : Dispositif d'orientation des pales [16].

1.1.3 Éolienne à vitesse fixe et variable

Au cours des deux dernières décennies, l'industrie a fait des progrès technologiques dans la structure des éoliennes. Les turbines éoliennes ont initialement été conçues pour des vitesses fixes, la génératrice étant reliée directement au réseau électrique (Figure 1.5). Cela signifie que, indépendamment de la vitesse du vent, la vitesse du rotor de l'éolienne doit être fixe. Les éoliennes à vitesse constante permettent d'utiliser des génératrices simples dont la vitesse de rotation est imposée par la fréquence du signal sur le réseau électrique. Par contre, les turbulences du vent entraînent des fluctuations de puissance et affectent

la qualité de l'énergie produite.

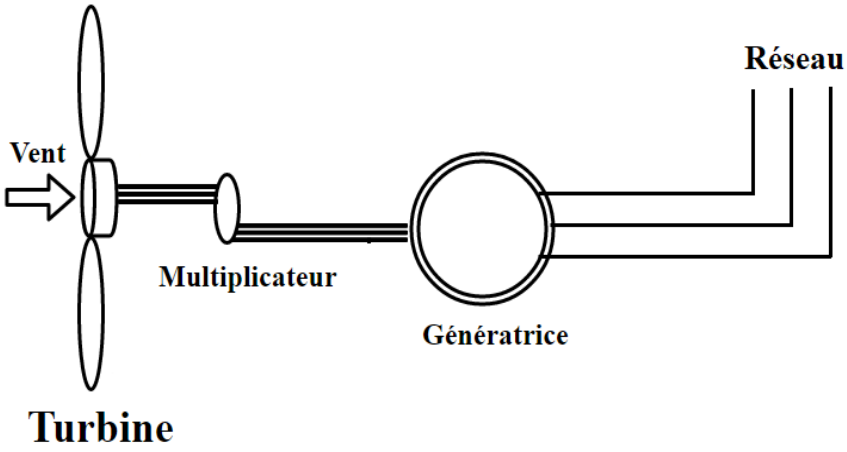


FIGURE 1.5 : Éolienne à vitesse fixe connectée directement au réseau électrique [17].

Concernant les éoliennes à vitesse variable, la génératrice est connectée au réseau électrique via une interface d'électronique de puissance (Figure 1.6), ce qui permet le contrôle de la vitesse du rotor. De cette façon, les fluctuations de la puissance dues aux variations du vent peuvent être absorbées en changeant la vitesse du rotor, et le rendement énergétique peut être amélioré [39]. Par conséquent, la qualité de l'énergie produite par l'éolienne est nettement améliorée par rapport à une éolienne à vitesse fixe [40]-[41].

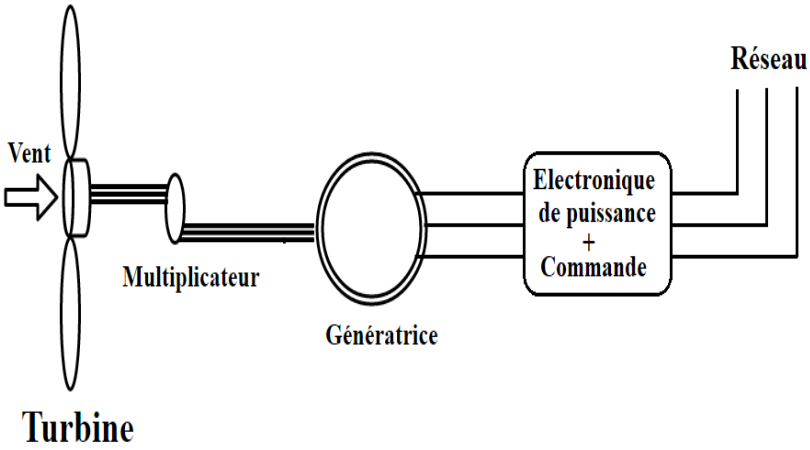


FIGURE 1.6 : Éolienne à vitesse variable connectée au réseau électrique via une interface d'électronique de puissance [17]-[18].

Il existe également d'autres raisons à utiliser des éoliennes à vitesse variable, notamment la possibilité de réduire les contraintes et les charges mécaniques sur la structure, la possibilité de contrôler le facteur de puissance, ... [42]. Dernièrement, la plupart des fabricants d'éoliennes ont décidé de se concentrer sur le développement d'éoliennes de forte puissance (3 à 5 MW), basées sur un fonctionnement à vitesse variable et angle de calage des pales variable [34].
Prenant en compte le fait que les angles de calage des pales peuvent être commandés, et

que le système éolien doit fonctionner à différentes vitesses de vent, les éoliennes peuvent être classées selon différentes catégories [36]-[15]

- Vitesse fixe et angles de calage fixes ;
- Vitesse fixe et angles de calage variables ;
- Vitesse variable et angles de calage fixes ;
- Vitesse variable et angles de calage variables.

Cette thèse portera sur le dernier type d'éoliennes, à savoir à vitesse variable et angles de calage variables. Les angles de calage vont servir, dans la première partie de la thèse (étude d'une éolienne simple), à optimiser la puissance produite, et à limiter la production de l'énergie lorsque le vent est forte, et dans la deuxième partie (nouvelle structure d'éolienne à double rotor) à orienter le système complet face au vent, et à optimiser la production d'énergie.

1.1.4 Génératrices utilisées dans les éoliennes

Avec les progrès de la technologie, les éoliennes sont devenues de plus en plus puissantes. Actuellement, les systèmes de conversion de l'énergie éolienne sont disponibles de quelques kilowatts jusqu'à plus de 5 MW. L'apparition de l'électronique de puissance et son application dans les éoliennes ont en fait révolutionné ce secteur. Grâce à la commande de l'électronique de puissance, le mode de fonctionnement des éoliennes a été transformé d'une vitesse fixe à une vitesse variable, et des éoliennes fixées sur le sol on se dirige maintenant vers les éoliennes *offshore* voir flottantes. Les générateurs utilisés dans les éoliennes sont basés principalement sur des machines asynchrones à cage, des machines asynchrones à double alimentation, et des machines synchrones [43]. Ces différents types de machines sont présentés ci-après.

1.1.4.1 Machine asynchrone

Dans le cas des éoliennes, la machine asynchrone est souvent à cage (rotor en court-circuit) ou à rotor bobiné. En raison de son *design* simple et robuste, la machine asynchrone a été une machine très populaire au début de l'essor des éoliennes. Elle est principalement utilisée dans le cas des éoliennes à vitesse constante directement reliées au réseau (Figure 1.5). Par conséquent, sa vitesse de rotation est imposée par la fréquence du réseau. Son inconvénient majeur réside dans le fait qu'elle nécessite de l'énergie réactive, provenant soit du réseau, soit d'une source extérieure (banc de capacité), afin de se faire magnétiser [44]-[45]-[46]. En outre, en raison du fonctionnement à vitesse constante, le fonctionnement optimal de l'éolienne n'est pas garanti. Une autre version de la machine asynchrone a été proposée par Siemens [13], pour laquelle le stator est constitué de plusieurs enroulements avec différents nombres de pôles. Ceci permet à l'éolienne de fonctionner selon différentes vitesses en changeant le nombre de pôles [47]-[48].

1.1.4.2 Machine asynchrone à double alimentation

Pour cette machine, les enroulements du stator sont connectés directement au réseau, tandis que les enroulements du rotor sont couplés via un convertisseur de puissance. Ceci permet d'une part de commander les courants électriques (convertisseur côté machine) afin d'agir sur la vitesse de rotation de la machine, et d'autre part d'assurer une fréquence égale à celle du réseau [19]-[18]. La puissance produite, par cette configuration, est optimisée pour les vents faibles et moyens. Son inconvénient est qu'elle nécessite un entretien régulier des bagues et des balais ; sa commande est performante mais toute fois complexe [43]-[18].

1.1.4.3 Machine synchrone

La génératrice synchrone a été largement utilisée dans différentes applications (transport, énergie), en particulier dans des centrales électriques pour la conversion d'énergie électromécanique. La machine synchrone permet de commander facilement sa tension de sortie et sa puissance réactive via la commande de ces enroulements d'excitation. Ce type de machine est ainsi privilégié par rapport aux autres machines en raison de son efficacité énergétique accrue à forte puissance [49]. La machine synchrone porte généralement l'enroulement de l'induit sur le stator et les enroulements de l'inducteur sur le rotor [1]. Les deux principaux types sont la génératrice synchrone à rotor bobiné et la génératrice synchrone à aimant permanent.

L'inconvénient principal du premier type réside dans le fait qu'il nécessite une source continue extérieure pour magnétiser les enroulements d'excitation [50]. Toutefois, cela peut être fournie par des aimants permanents. L'utilisation d'aimants permet d'éliminer les enroulements du rotor et les pertes en cuivres. En outre, la machine devient plus efficace avec une taille réduite et une densité de puissance supérieure par rapport à la technologie du rotor bobiné [51]. Son inconvénient est le coût des aimants et la variation de leurs caractéristiques magnétiques à travers le temps [52]-[43].

Dans cette thèse, c'est la machine synchrone à aimants permanents qui sera considérée pour équiper la partie électrique de l'éolienne.

1.1.5 Commande des éoliennes

La commande a un rôle primordial pour réduire les coûts de la production d'énergie, optimiser et assurer la meilleure qualité de la puissance générée pour un réseau ou un site isolé. La commande a aussi pour rôle de réduire les charges que subit la structure mécanique, notamment en limitant les fluctuations causées par les variations de vent [13]-[17]-[53]. Ainsi, les objectifs de la commande dépendent essentiellement de la zone de fonctionnement de l'éolienne, la zone étant définie par la vitesse de vent.
On distingue généralement deux zones de fonctionnement, une première dite « à charge partielle », et une seconde dite « à pleine charge ». Dans la première zone, l'objectif est l'optimisation de la puissance récupérée par la turbine, tandis que le maintien de la puissance à la valeur nominale de la machine est l'objectif de la seconde zone. Malheureusement, les incertitudes des modèles, les variations du vent et les changements entre les deux zones sont les principaux facteurs qui nuisent aux performances de la chaîne de conversion de l'énergie éolienne [24]. Afin de pallier ces inconvénients, des stratégies de commande pour les éoliennes à vitesse et angle de calage des pales variables ont été proposées. La commande proportionnelle intégrale (PI) est généralement la plus utilisée dans

les applications industrielles [54]-[55]-[56]. Ainsi, la commande de type PI a été largement implémentée [57]-[55]-[38] afin de régler la puissance produite pour différentes vitesses du vent. Cependant, son réglage est effectué pour un domaine d'opération bien spécifié ce qui peut induire des variations de performance. Cela signifie que, en dehors de ces conditions, le système est moins efficace vis-à-vis du rejet des perturbations et des variations paramétriques [58].

Or, dans le système éolien, les parties mécaniques et électriques ont globalement un comportement non linéaire, où la variation des paramètres est un obstacle bien connu. Par ailleurs, les éoliennes à vitesse et angle de calage des pales variables sont conçues pour être exploitées sous une large gamme de vitesses du vent, ce qui rend la conception de la loi de commande plus difficile [28]-[55]. Afin de surmonter ces inconvénients, différentes stratégies de commandes non linéaires ont été utilisées. Une commande par linéarisation entrée-sortie d'une éolienne connectée à une machine synchrone pilotée par un convertisseur AC/DC a été proposée dans [26], associée à un algorithme d'optimisation de puissance. La vitesse et les courants de la machine sont commandés afin de minimiser les pertes dans la machine et donc de maximiser le rendement énergétique. Néanmoins, l'efficacité de la stratégie de commande face aux perturbations, telles que les erreurs de modélisation et les bruits de mesure n'a pas été évaluée. Une commande basée sur la logique floue [38] a été implémentée pour commander la puissance d'une éolienne de 2 MW équipée d'une machine synchrone, pour de fortes vitesses de vent. L'angle de calage est commandé afin de limiter la puissance produite à la valeur nominale de la génératrice. Bien que ces stratégies aient montré leur efficacité face à la non-linéarité du modèle, l'analyse de robustesse n'a pas été menée, ce qui réduit l'intérêt de ces études.
Dans [59]-[60], une stratégie basée sur la commande par réseaux de neurones a été proposée pour la régulation de la puissance d'une éolienne de 5 MW. D'après [59], cette approche permet une transition douce entre les deux zones (charge partielle et pleine charge) et réduit les oscillations au niveau de l'arbre de transmission. Toutefois, son point faible est qu'elle nécessite un développement d'une commande adaptative, ce qui complexifie son implémentation. D'autres commandes plus performantes ont été étudiées afin d'améliorer le rendement énergétique des éoliennes et de réduire les charges sur les structures, tel que la commande linéaire quadratique (LQ) [61], ou encore la régulation par la méthode du *gain scheduling* [15]-[62]-[63]. Néanmoins, la robustesse des lois de commande vis-à-vis des perturbations n'a pas été étudiée.
Dans le cadre de la commande robuste, des méthodes basées sur la théorie des modes glissants ont été proposées [64]-[65]-[66]-[28]-[67]. Ce type de commande est approprié aux systèmes non linéaires incertains. Néanmoins, son inconvénient majeur est le phénomène de broutement (*chattering* en anglais), qui peut augmenter les oscillations de l'arbre de transmission de l'éolienne. Pour ces raisons, des approches basées sur la commande mode glissant d'ordre deux et d'ordre supérieur ont été introduites [33]-[68]-[69]-[70]-[71]-[72]. Ce type de commande a été utilisé aussi afin de rendre le système éolien plus robuste face aux perturbations (variation du vent, incertitudes paramétriques), d'améliorer le rendement énergétique et d'atténuer les charges sur la structure. Néanmoins, l'analyse des résultats et la comparaison des performances telles que les variations du couple électromagnétique et la quantité de la puissance produite n'ont pas été étudiées.
Pour les fortes vitesses de vent, il semble plus avantageux d'agir sur l'angle de calage des pales que sur la vitesse de rotation [15]. Généralement, la commande de l'angle de calage est assurée par une commande type PI [38]-[73]-[74] afin de limiter la production de la puissance lorsque le vent devient fort. Dans ce contexte, une commande basée sur la

théorie des modes glissants a été présentée dans [75] ; néanmoins, le modèle a été linéarisé et des tests de robustesse n'ont pas été faits.

1.2 Motivation et objectifs

L'étude menée dans ce travail a été initialement motivée par les exigences consistant à rendre une turbine éolienne plus efficace en terme de production et de qualité de la puissance électrique, l'objectif principal étant de maximiser le rendement énergétique et de réduire les charges sur l'arbre de transmission de l'éolienne. Au fil de ce mémoire, une éolienne à vitesse variable et angle de calage des pales variable va être étudiée. Ce type d'éolienne est capable d'assurer un fonctionnement sur une large plage de vitesses du vent, notamment à faible et à grande vitesses. Le fait d'avoir une vitesse variable permet d'adapter la vitesse de rotation à celle du vent, et par conséquent d'optimiser la puissance produite. La variation de l'angle de calage des pales permet de commander l'éolienne pour les fortes vitesses de vent.
L'étude d'un nouveau système éolien original à double rotor va mettre en évidence l'intérêt des angles de calage variables. Ce nouveau concept a été proposé par un cabinet d'architecture navale à Nantes, France [30]. La nouveauté de ce système réside dans le fait que les deux éoliennes solidaires via un axe horizontal peuvent pivoter face au vent sans l'utilisation d'un actionneur dédié à la rotation. Ceci est réalisé grâce à la différence des forces aérodynamiques générées par les deux éoliennes, rendant possible la rotation libre du mât portant les deux éoliennes. On se retrouve donc avec une structure différente mais avec des objectifs semblables : maximisation du rendement énergétique et réduction des charges sur l'arbre de transmission. Cependant, pour la structure double, un objectif supplémentaire est l'orientation face au vent, ce dernier étant le point clé pour la maximisation de la puissance. Étant donné que l'environnement est fortement perturbé (variations du vent, incertitudes paramétriques, ...), il semble plus approprié de proposer des lois de commande robustes, tel que la commande type *backstepping* [76], ou la commande par mode glissant standard ou d'ordre deux [65]-[33]. Pour résumer, les principaux objectifs de cette thèse sont

- modélisation et commande d'une éolienne dans deux zones de fonctionnement (optimisation et limitation de la puissance) ;
- réduction des charges mécaniques sur l'arbre de transmission avec atténuation des oscillations lors de la transition entre les deux zones de fonctionnement ;
- modélisation d'une éolienne double : modèle dynamique non linéaire (mécanique et électrique) ;
- architecture de commande pour aligner l'éolienne double face au vent sans actionneur de rotation, tout en optimisant la production d'énergie (génération d'un différentiel des angles de calage des pales, ou génération d'un différentiel des couples électromagnétiques) ;

- synthèse de la commande : quelle stratégie pour un environnement incertain, perturbé (erreurs de modélisation, incertitudes paramétriques, variations du vent, ...) ? ;

- analyse et réduction des charges mécaniques sur la structure.

1.3 Organisation du rapport

L'idée générale portée dans cette thèse est d'assurer une puissance optimale pour des faibles vitesses de vent, de limiter la puissance lorsque le vent dépasse une certaine vitesse de vent[1], d'orienter une structure d'éolienne double face au vent sans l'utilisation d'un actionneur dédié à la rotation, et de réduire les charges sur l'arbre de transmission. La thèse est divisée alors en deux parties.

- La Partie I est dédiée à la commande d'une éolienne à vitesse variable et angle de calage des pales variable ;

  - Dans le Chapitre 2, la modélisation de l'éolienne et quelques notions d'aérodynamique sont présentées. La modélisation concerne la partie mécanique (puissance et couple mécanique, dynamique de l'angle de calage) et la partie électrique (machine synchrone à aimants permanents). Toute la modélisation de l'éolienne est issue de la littérature [15]-[36]-[77]-[1]-[18]-[57] ;

  - Le Chapitre 3 présente la commande de l'éolienne pour une large gamme de vitesses de vent. Tout d'abord, la formalisation du problème et les objectifs de la commande sont abordés, notamment les zones dans lesquelles l'éolienne va être commandée. En se basant sur les travaux de [25]-[33]-[24]-[71]-[72]-[74], seules deux zones seront étudiées : la zone d'optimisation et la zone de limitation. Afin de réduire les oscillations sur l'arbre de transmission, la transition entre les deux zones est prise en compte par la stratégie de commande. La synthèse de deux stratégies de commande (PI et *backstepping*) est présentée. À la fin du chapitre, une analyse détaillée des résultats de simulation et la comparaison des performances des lois de commande sont faites.

- La Partie II est consacrée à la commande d'un nouveau concept original d'éolienne à double rotor, pouvant pivoter face au vent sans utiliser un actionneur dédié à la rotation. Les contributions de cette partie sont la modélisation d'un tel système et l'implémentation de deux architectures de commande, afin d'orienter le système face au vent. Avant ce travail, aucune architecture de commande de ce système n'avait été proposée. Les deux architectures de commande sont présentées séparément dans les Chapitres 4 et 5.

  - Le Chapitre 4 concerne la première approche, basée sur la modification des angles de calages des pales des deux éoliennes [8]-[9]-[7]-[78]. Cette modification génère une différence des forces de traînée entre les deux rotors, ce qui

[1] La commande de l'éolienne pour les fortes vitesses du vent et la limitation de la puissance produite sont considérées uniquement pour l'éolienne simple.

induit par la suite un couple orientant la structure face au vent. Plusieurs lois de commande sont implémentées, à savoir une commande type *backstepping* intégrale, des commandes par modes glissants standard et d'ordre deux, dont les buts sont de rendre le système plus robuste, de maximiser le rendement énergétique et de réduire les charges sur la structure ;

- Le Chapitre 5 se concentre sur l'utilisation de la différence de puissance produite par les deux éoliennes [12]. Ici, ce sont les couples électromagnétiques des deux génératrices qui sont modifiés afin de générer la différence de forces de traînée. Une commande par mode glissant de type *super-twisting* est proposée pour commander la structure de l'éolienne double, afin de répondre aux différents objectifs (maximisation du rendement énergétique, orientation de la structure, réduction des oscillations des couples électromagnétiques). Afin de montrer l'efficacité de cette stratégie de commande, une comparaison est faite avec une commande par mode glissant standard.

Revues

- I. Guenoune, F. Plestan, A. Chermitti, and C. Evangelista, "Modeling and robust control of a new twin wind turbines structure," *Control Engineering Practice*, vol. 69, pp. 23-35, 2017 ([8]).

Congrès Internationaux

- I. Guenoune, A. Glumineau, F. Plestan, et A. Chermitti. *"Control of Wind Turbine Driven a Permanent Magnet Synchronous Generator Using Backstepping-MPTA Strategy Control", International Conference on Electrical Engineering ICEE*, Boumerdes, Algeria, 2015 ([6]).

- I. Guenoune, F. Plestan, et A. Chermitti. *"Control of a new structure of twin wind turbines," International Conference on Renewable Energy*, Birmingham, UK, 2016 ([7]).

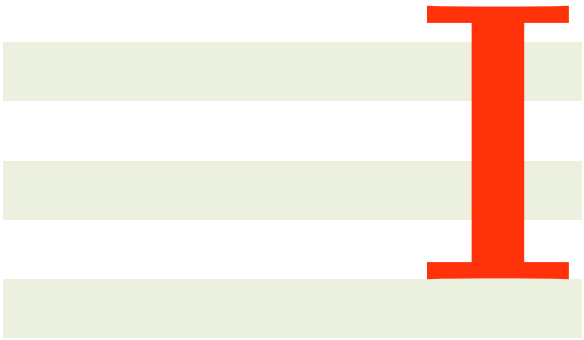
- I. Guenoune, F. Plestan, et A. Chermitti. *"MPPT and yaw control combination of a new twin wind turbines structure," 20th IFAC World Congress*, Toulouse, France, 2017 ([9]).

- I. Guenoune, F. Plestan, et A. Chermitti, *"Yaw rotation control for a new twin wind turbines structure based on super-twisting strategy," IEEE Conference on Control Technology and Applications IEEE CCTA*, Kohala Coast, Hawai'i, USA, 2017 ([12]).

- I. Guenoune, P. Bonofiglio, F. Plestan, et A. Chermitti, *"Second order sliding mode controllers for a new concept of wind turbines : design and comparisons,"* Soumis à *American Control Conference*, Milwaukee, Wisconsin, USA, 2018 ([78]) .

Autres présentations

- I. Guenoune, F. Plestan, A. Glumineau, "*Pilotage d'une éolienne double*", GDR Énergie Marines Renouvelables EMR, Marseille, France, 2016.



Étude d'une éolienne simple

La forte demande d'électricité et les exigences environnementales ont encouragé les pays développés à se tourner vers d'autres sources d'énergie alternatives et inépuisables, en profitant de la nature (vent, soleil, courants marins, et. . .) plutôt que les conventionnelles (nucléaires, carbonées, ...). L'énergie issue du vent appelée énergie éolienne est l'une des sources qui se développe le plus rapidement. Ainsi, à l'horizon 2030, il est estimé que 29% de l'électricité mondiale sera issue de l'énergie éolienne [64].
Le fonctionnement d'une éolienne est relativement simple. Les pales de la turbine de l'éolienne extraient une partie de l'énergie du vent. Cette énergie est convertie en énergie mécanique, puis transmise par l'intermédiaire d'un entrainement mécanique (arbres, embrayages et engrenages) au rotor de la génératrice, et par la suite au stator par une conversion mécanique-électrique. L'énergie provenant de la génératrice est finalement délivrée à un réseau de distribution, ou à des dispositifs de stockage [79].
Le coût de l'énergie éolienne continue à diminuer grâce au développement de nouvelles technologies, à l'image des éoliennes à vitesse-angles de calage des pales variables et vitesse variable-angles de calage fixe. Or, les éoliennes à vitesse-angles de calage variables sont avantageuses car elles assurent un fonctionnement sur une large gamme de vitesse du vent [42]-[38].
En effet, lorsque la vitesse du vent est en-dessous de sa valeur nominale[2], l'éolienne fonctionne dans une zone appelée « charge partielle », l'objectif étant alors d'optimiser la puissance captée du vent par l'application de la technique du *Maximum Power Point Tracking* MPPT [15]-[33]. Ceci est assuré par la commande de la vitesse de rotation via un convertisseur de puissance, afin d'avoir un haut rendement énergétique. Dans cette zone, la vitesse de rotation est commandée à une vitesse optimale définie par la méthode MPPT, tandis que l'angle de calage des pales est fixé à une valeur dite optimale, permettant au rotor de l'éolienne d'extraire le maximum de puissance disponible dans le vent .
Lorsque la vitesse du vent excède sa valeur nominale, l'éolienne est en « pleine charge », le rotor de la turbine continue à capter de l'énergie du vent. Afin de protéger la partie électrique, la puissance produite doit être maintenue à la valeur nominale de la génératrice. Dans ce cas, la vitesse de rotation est commandée à sa valeur nominale ; par contre, l'angle de calage des pales est modifié afin de limiter la puissance produite [15].
Le système de conversion de l'énergie éolienne est souvent basé sur des machines asynchrones à double alimentation ou des machines synchrones à aimants permanents (MSAP) [79]-[18]. La machine MSAP présente plus d'avantages en raison de sa structure simple qui ne nécessite pas de circuit d'excitation ; de plus, elle présente un couple massique plus élevé et un faible coût de maintenance (absence de collecteur mécanique et de contact glissant) [80]. Dans cette thèse, il ne sera donc considéré que des éoliennes équipées de MSAP.
Dans cette partie, une modélisation du système éolien est présentée. Dans un premier temps, une brève description de quelques notions d'aérodynamique est faite afin de comprendre l'effet et les conséquences de l'incidence du vent sur une pale d'éolienne. Puis, les parties mécanique et électrique de l'éolienne sont détaillées. À la fin du chapitre, un modèle d'état non linéaire de l'éolienne est proposé.

[2]La vitesse nominale du vent est la vitesse pour laquelle les grandeurs nominales de l'éolienne (puissance, vitesse de rotation, couple) sont atteintes.

2

Modélisation de la chaîne de conversion

2.1 Introduction

La structure d'une éolienne à axe horizontal est généralement caractérisée par une turbine contenant le moyeu, les pales, la nacelle et le mât (tour) qui porte toute la structure. La nacelle regroupe l'arbre de transmission, la génératrice électrique, le système de commande, et le système de refroidissement. Cette structure peut être représentée par la Figure 2.1, et le principe de la conversion d'énergie du système éolien peut être schématisé par la Figure 2.2.

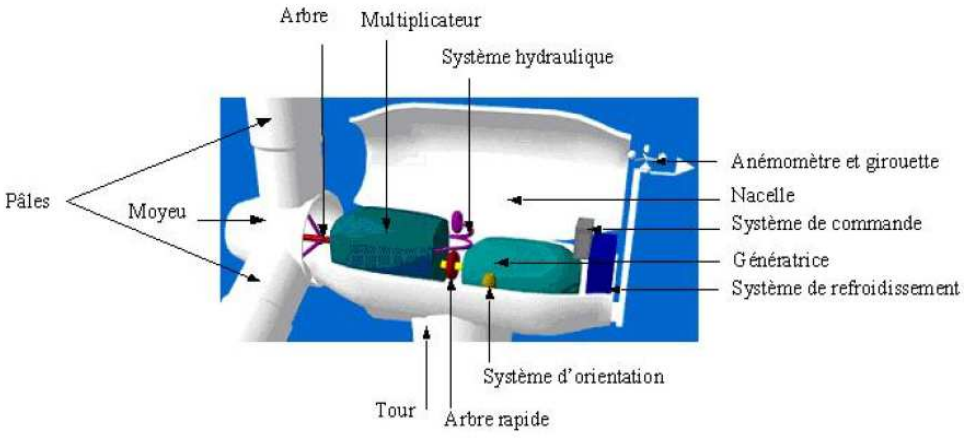


FIGURE 2.1 : Éléments constituants une éolienne à axe horizontal [19].

Ce chapitre propose une modélisation classique du système éolien. Dans un premier temps, quelques aspects d'aérodynamique seront introduits, afin de comprendre l'interaction entre le vent et la pale de l'éolienne. L'explication de ce phénomène est basée sur la notion de la théorie de la pale [22]. Ceci ne sera pris en compte ni pour le modèle final ni pour la

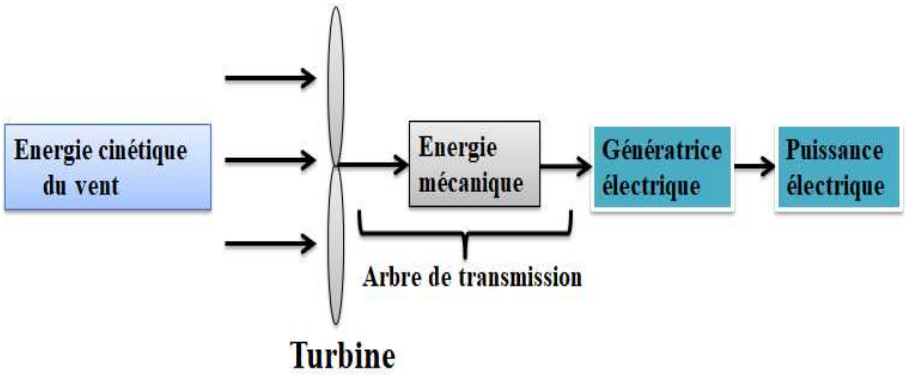


FIGURE 2.2 : Chaîne de conversion de l'énergie éolienne [20]

conception des lois de commande, mais cela consiste à expliquer l'action du vent sur la pale. Ensuite, les modélisations classiques de la turbine, du système d'orientation de l'angle de calage des pales, de l'arbre de couplage et de la partie électrique seront présentées [36]-[15]. Concernant la partie électrique, les modèles de la machine dans les deux repères (triphasé et diphasé) seront présentés. La modélisation de ces principaux éléments est basée sur [36]-[15]-[18].

2.2 Modèle aérodynamique

2.2.1 Incidence du vent sur la pale

L'incidence du vent sur la pale d'éolienne peut être représentée par la Figure 2.3-Gauche. En fait, on suppose que la pale est découpée en éléments simples et toute l'étude est ramenée à un élément qui se situe à une distance r du moyeu de l'éolienne (voir Figure 2.3-Droite) [21]-[22].

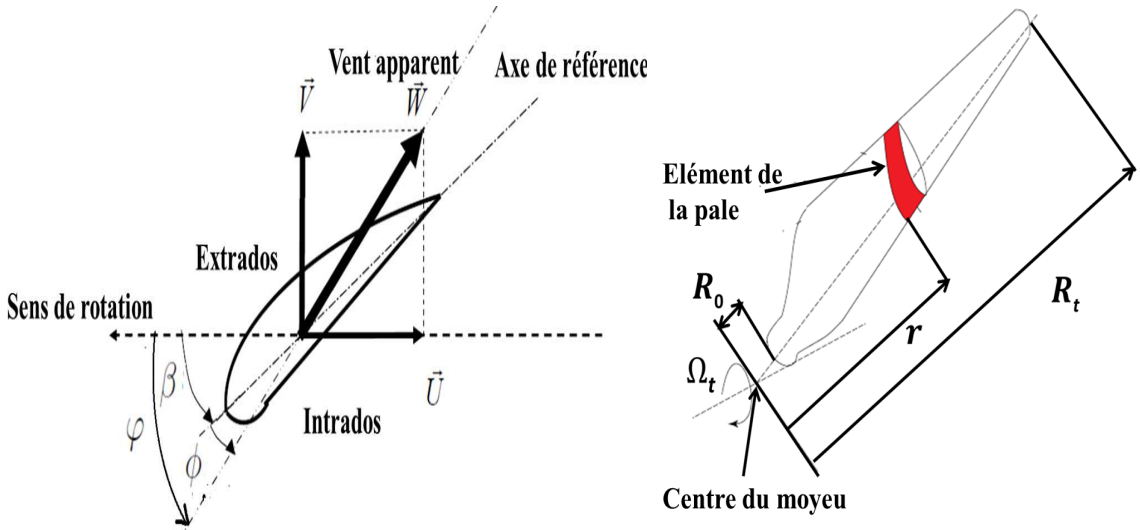


FIGURE 2.3 : **Gauche.** Incidence du vent sur un élément de la pale [18]. **Droite**. Une pale d'éolienne [21].

En complément de la Figure 2.3, on définit [18]-[20]

- R_0, la distance entre la partie inférieure de la pale et le centre du moyeu ;
- R_t, la longueur de la pale ;
- r, la distance entre l'élément de la pale et le centre du moyeu ;
- Ω_t, la vitesse de rotation de la pale ;
- l'intrados, le dessous de la pale ;
- l'extrados, le dessus de la pale ;
- $\overrightarrow{V}$, la composante du vent arrivant face à la pale ;
- $\overrightarrow{U}$, la composante du vent dû au déplacement de la pale. La norme de cette composante est définie par $U = r \cdot \Omega_t$;
- $\overrightarrow{W}$, la résultante des deux composantes $\overrightarrow{V}$ et $\overrightarrow{U}$, *i.e.* $\overrightarrow{W} = \overrightarrow{V} + \overrightarrow{U}$; cette composante correspond au vent apparent ;
- φ, l'angle entre le sens de rotation et le vent apparent $\overrightarrow{W}$; cet angle est également appelé angle d'attaque [20] ;
- β, l'angle de calage des pales, c'est-à-dire l'inclinaison entre le sens de rotation et l'axe de référence de la pale (voir Figure 2.3-gauche) ;
- ϕ, l'angle entre l'axe de référence de la pale et le vent apparent ; cet angle est également appelé angle d'incidence et est défini par [20]

$$\phi = \varphi - \beta \tag{2.1}$$

L'interaction entre le flux d'air et la surface d'une pale d'éolienne fait intervenir plusieurs forces aérodynamiques. En effet, l'écoulement de l'air sur la surface de la pale est plus rapide sur la partie supérieure (extrados) que sur la partie inférieure (intrados). L'extrados engendre une dépression alors que l'intrados subit une forte pression [81]. De cette différence de pression résulte une force F (voir Figure 2.4) aspirant la pale vers le haut. D'ailleurs, c'est grâce à ce principe que l'avion et l'oiseau sont capables de se maintenir en l'air. Cette force peut être décomposée en force de poussée F_L (*Lift* en anglais) perpendiculaire à la direction du vent apparent, et une force de traînée F_D (*Drag* en anglais) dans la même direction que le vent apparent. En effet, c'est la force F_L qui aspire la pale vers le haut et se traduit par la suite en puissance alors que la force F_D, due à la résistance de l'air, tend à repousser l'éolienne vers l'arrière. Pour la production de l'énergie, la force F_D est moins importante. Par contre, son évolution en fonction de l'angle d'incidence de la pale doit être prise en compte pour le dimensionnement de celle-ci, afin de bien définir les efforts subis [20]-[17]-[81]. La force de traînée F_D dépend de l'angle d'incidence ϕ qui est fonction de l'angle d'attaque φ et de l'angle de calage β (voir (2.1)). Les deux grandeurs F_D et β seront des variables-clés pour la suite.

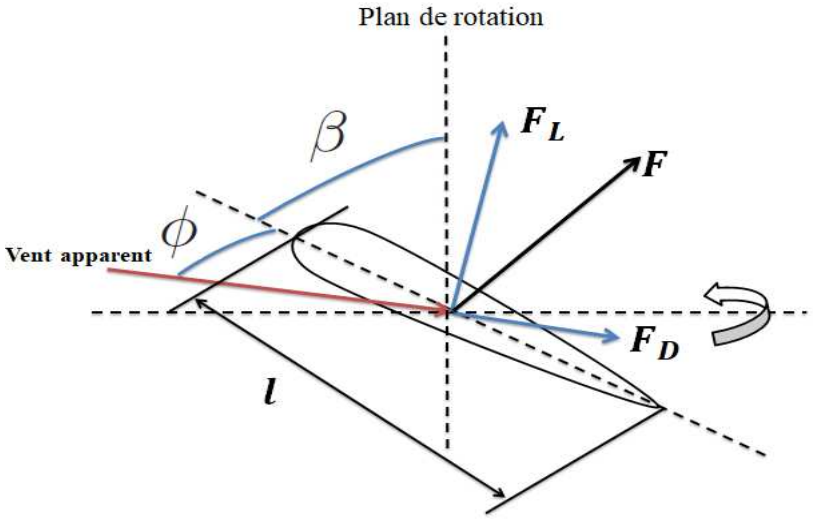


FIGURE 2.4 : Forces aérodynamiques agissant sur la pale [22].

Comme précisé ci-dessus, la force F peut donc s'écrire sous la forme de deux composantes définies par [20]-[18]

$$\begin{aligned} F_L &= 0.5\,\rho\,A\,V_r^2 C_L \\ F_D &= 0.5\,\rho\,A\,V_r^2 C_D \end{aligned} \tag{2.2}$$

avec

- $A = \pi\, l^2$, la surface balayée par les pales (m^2), $l = R_t$ la longueur de la pale (voir la Figure 2.4) ;
- ρ, la densité de l'air (kg/m^3) ; à une température de $15°\,C$ et une pression atmosphérique de $1.0132\,bar$, la densité de l'air est d'environ $1.205\,kg/m^3$ [82] ;
- $V_r = W$, la vitesse du vent apparent (m/s) ;
- C_L, le coefficient de portance (sans dimension) ;
- C_D, le coefficient de traînée (sans dimension).

Les coefficients C_L et C_D sont des fonctions non linéaires de l'angle d'incidence $\phi = \varphi - \beta$. Dans [22], les fonctions décrivant ces deux coefficients ont été présentées en utilisant des données expérimentales d'une éolienne de type *S809 airfoil*. Ces données ont été développées au *NREL (National Renewable Energy Laboratory)*, Golden, Colorado, USA. L'évolution des coefficients C_L et C_D a été interpolée par des polynômes en ϕ d'ordre 5 (voir Figure 2.5) [22]. On constate que C_L croît avec ϕ jusqu'à ce qu'une valeur optimale soit atteinte, puis décroît. Le coefficient de la force de traînée C_D augmente également jusqu'à une valeur maximale. Par ailleurs, comme le montre la Figure 2.4, pour une direction de vent apparent constante, l'angle ϕ augmente (resp. diminue) avec la diminution (au augmentation) de l'angle β. Cette caractéristique est utilisée afin de limiter la puissance

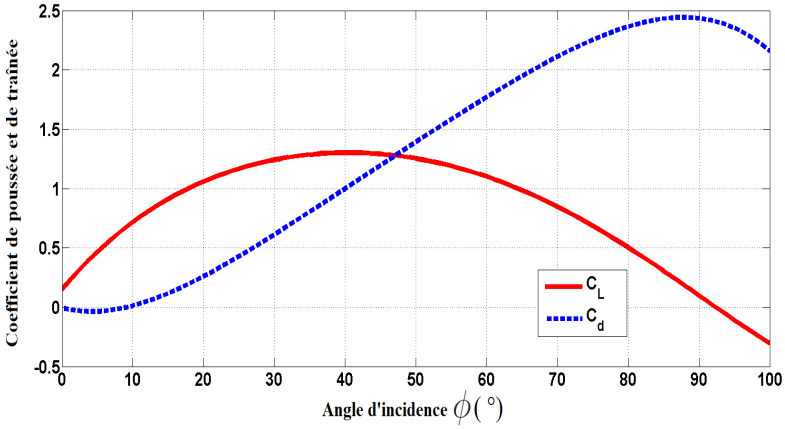


FIGURE 2.5 : Coefficients de portance C_L et de traînée C_D en fonction de l'angle d'incidence ϕ (°) d'une éolienne *S809 airfoil* [22].

produite à de fortes vitesses du vent.

La force F peut également être décomposée en une composante axiale F_a et une composante tangentielle F_t, leur expressions étant déduites de la portance et de la traînée. Les fonctions de C_L et C_D ont été exprimées en considérant une pale complète. Or, les expressions des forces axiales et tangentielles sont définies en considérant une portion de pale ; on intègre ensuite ces expressions le long de la longueur de la pale pour définir les forces totales. Les forces axiale et tangentielle sont définies par [22]-[20]

$$\begin{aligned} dF_a &= 0.5\,\rho\,A\,V_r^2\,(C_L\,sin(\phi+\beta) - C_D\,cos(\phi+\beta)) \\ dF_t &= 0.5\,\rho\,A\,V_r^2\,(C_L\,cos(\phi+\beta) + C_D\,sin(\phi+\beta))\ . \end{aligned} \tag{2.3}$$

Le couple développé par la pale provoquant la rotation de la turbine est obtenu en intégrant l'expression de dF_a le long de la pale (entre R_0 et R_t, voir Figure 2.3) , et s'écrit

$$\Gamma_a = N_p \cdot m \cdot \int_{R_0}^{R_t} dF_a\,dm, \tag{2.4}$$

avec N_p le nombre des pales, m la longueur de l'élément de la pale. À partir du couple des pales, la puissance mécanique est déduite en multipliant ce couple par la vitesse de rotation des pales [22]-[81]. La puissance mécanique peut également être définie à partir de la puissance cinétique du vent comme cela va être détaillé ci-après.

2.2.2 Modèle de la turbine

La turbine capte l'énergie du vent qui traverse ses pales, et la transforme en énergie mécanique. Dans le cas où l'éolienne est face au vent, la puissance mécanique peut s'exprimer par [64]-[15]

$$P_a = 0.5\,\rho\,\pi\,R_t^2\,C_p(\lambda,\beta)\,V^3 \tag{2.5}$$

avec

- R_t, le rayon des pales (m) ;

- V, la vitesse de vent réelle (m/s) supposée mesurable ;

- λ le ratio de vitesse. Ce ratio représente le rapport entre la vitesse de rotation des pales et la vitesse de vent réelle, et s'écrit

$$\lambda = \frac{\Omega_t}{V} R_t. \tag{2.6}$$

Le coefficient de performance ou de puissance C_p caractérise l'efficacité de la conversion de l'énergie du vent en énergie mécanique. Ce coefficient a une valeur optimale théorique de 0.59 [18]-[19]. Cette limite a été prouvée, pour la première fois, par l'Allemand Albert Betz en 1919 et fut appliquée à tous les types d'éoliennes. Ce coefficient de performance peut s'exprimer en fonction du ratio de vitesse λ et de l'angle de calage β (voir Figure 2.6) de la manière suivante [25]-[24]

$$C_p(\lambda, \beta) \quad = \quad c_1 \left(c_2\, a - c_3\, \beta - c_4\right) e^{-c_5\, a} \tag{2.7}$$

avec

$$a \quad = \quad \frac{1}{\lambda + 0.08\,\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1}, \tag{2.8}$$

$$c_1 = 0.22,\ c_2 = 116,\ c_3 = 0.4,\ c_4 = 12.5,\ c_5 = 21.$$

D'après la Figure 2.6, le coefficient C_p atteint une valeur maximale pour une seule valeur

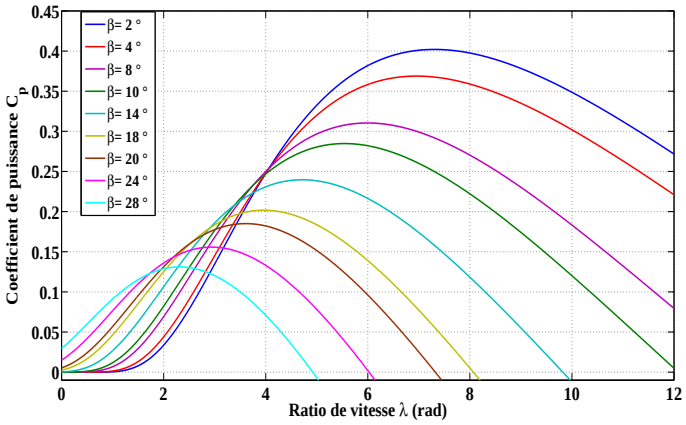


FIGURE 2.6 : Coefficient de puissance C_p en fonction du ratio de vitesse λ, pour différentes valeurs d'angle de calage β (°).

de λ, pour une valeur β donnée. Ce maximum est fortement influencé par le vent, vu que λ est une conséquence de V. Les éoliennes fonctionnant à vitesse fixe voient donc leur efficacité évoluée selon la vitesse du vent [83].
De plus, les fluctuations de vent induisent des fluctuations du couple, augmentant les charges de fatigue sur l'arbre de transmission et affectant également la qualité de la puissance produite. Il y a donc un réel intérêt à concevoir des éoliennes à vitesse variable, permettant d'adapter leur vitesse de rotation aux variations du vent afin d'obtenir la plus grande valeur C_p et donc la plus grande puissance produite. Le couple aérodynamique développé par les pales de la turbine est défini par [15]-[36]-[37]

$$\Gamma_a = 0.5\,\rho\,\pi\,R_t^3\,\frac{C_p(\lambda, \beta)}{\lambda}\,V^2. \tag{2.9}$$

2.3 Modèle de l'arbre de transmission (arbre mécanique)

L'arbre de transmission a pour objectif de transmettre la puissance et le couple mécanique de la turbine à la génératrice. Ce système est généralement associé à des modèles à simple ou double masse.

2.3.1 Modèle à double masse

Le modèle présenté Figure 2.7 a été fortement utilisé dans la littérature [84]-[17]-[33]-[24]. Dans ce modèle, les deux parties, mécanique (turbine) et électrique (génératrice), sont connectées via un arbre souple ayant un coefficient de rigidité d_{tg} et un coefficient d'amortissement k_{tg} [64]-[17]. L'inertie totale de la partie mécanique J_t (pales, tour et moyeu) de la turbine représente de l'ordre de 90 % de l'ensemble de l'inertie du système éolien, l'inertie de la génératrice notée J_g étant supposée faible au regard de J_t [85]. Les frottements visqueux et les coefficients de rigidité sont pris en compte par les coefficients k_t, d_t pour la turbine, et k_g et d_g pour la génératrice. Or, les rigidités d_{tg}, d_t, d_g sont généralement faibles ; aussi peuvent-elles être négligées [18]. Finalement, le couplage peut s'exprimer par les équations suivantes

$$\begin{aligned} J_t\dot{\Omega}_t &= \Gamma_a - k_t\,\Omega_t - \Gamma_{Ls} \\ J_g\dot{\Omega}_g &= \Gamma_{Hs} - k_g\,\Omega_g - \Gamma_{em} \\ \dot{\Gamma}_{Ls} &= d_{tg}\,(\Omega_t - \Omega_g) - k_{tg}(\dot{\Omega}_t - \dot{\Omega}_g) \end{aligned} \tag{2.10}$$

avec

- Ω_t, la vitesse de rotation des pales (rad/s) ;
- Γ_{Ls}, le couple d'entraînement de l'arbre lent $(N.m)$;
- Γ_{Hs}, le couple d'entraînement de l'arbre rapide $(N.m)$;
- Γ_{em}, le couple électromagnétique de la génératrice (frein pour le dispositif éolien) $(N.m)$;
- Ω_g, la vitesse de rotation (rad/s) de l'arbre rapide (génératrice) ;
- Γ_a, le couple aérodynamique $(N.m)$ de l'éolienne.

Les grandeurs relevant de la génératrice ou de la turbine sont liées par un rapport de multiplication n_r tel que

$$n_r = \frac{\Omega_g}{\Omega_t} = \frac{\Gamma_{Ls}}{\Gamma_{Hs}}. \tag{2.11}$$

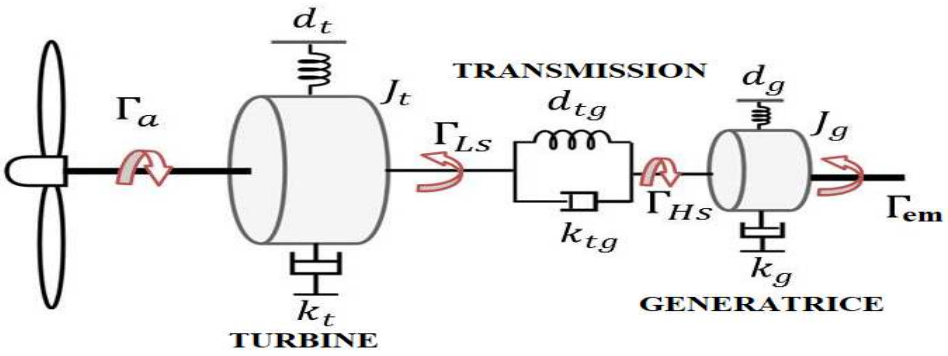


FIGURE 2.7 : Couplage mécanique de l'éolienne basé sur un modèle à double masse [18].

2.3.2 Modèle à simple masse

Le système de transmission peut également être représenté par une seule masse ayant une inertie équivalente à l'ensemble (turbine + machine) et un coefficient de frottement équivalent. La dynamique de couplage peut être ramenée au niveau de l'arbre lent (côté turbine) ou au niveau de l'arbre rapide (côté génératrice) [23] (voir Figure 2.8). Étant donné que les coefficients de rigidité $d_{t,Ls}$, $d_{t,Hs}$ ramenés sur les deux arbres sont faibles [18]-[23], ils sont négligés dans toutes les équations de couplage.

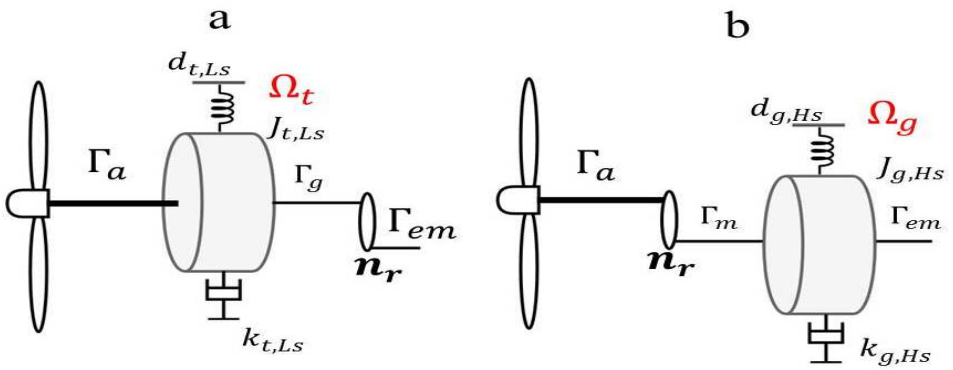


FIGURE 2.8 : Modèle à une masse. **a-** Modèle ramené sur l'arbre lent. **b-** Modèle ramené sur l'arbre rapide [23].

Modèle ramené sur l'arbre lent.

Le couplage présenté par la Figure 2.8-a peut s'écrire

$$J_{t,Ls}\dot{\Omega}_t = \Gamma_a - k_{t,Ls}\,\Omega_t - \Gamma_g, \tag{2.12}$$

$J_{t,Ls}$ et $k_{t,Ls}$ représentant respectivement l'inertie équivalente du système éolien ramené sur l'arbre lent et l'ensemble des frottements ramenés sur l'arbre lent, Γ_g étant le couple de la machine ramené sur l'arbre lent. En notant n_r le rapport de multiplication, on a

[23]-[24]

$$\begin{aligned} n_r &= \frac{\Omega_g}{\Omega_t} \\ J_{t,Ls} &= J_t + n_r^2\, J_g \\ k_{t,Ls} &= k_t + n_r^2\, k_g \\ \Gamma_g &= n_r\, \Gamma_{em} \end{aligned}$$

avec Γ_{em} le couple électromagnétique de la génératrice.

Modèle ramené sur l'arbre rapide.

Le modèle d'une seule masse ramené sur l'arbre rapide est présenté Figure 2.8-b. Sa dynamique s'écrit

$$J_{g,Hs}\, \dot{\Omega}_g = \Gamma_m - k_{g,Hs}\, \Omega_g - \Gamma_{em}, \tag{2.13}$$

$J_{g,Hs}$, $k_{g,Hs}$ étant respectivement l'inertie et l'ensemble des frottements ramenés sur l'arbre rapide, Γ_m étant le couple mécanique ramené sur l'arbre rapide de la machine. De façon équivalente au modèle ramené sur l'arbre lent, on a

$$\begin{aligned} J_{g,Hs} &= J_g + \frac{J_t}{n_r^2} \\ k_{g,Hs} &= k_g + \frac{k_t}{n_r^2} \\ \Gamma_m &= \frac{\Gamma_a}{n_r} \end{aligned}$$

avec Γ_m le couple mécanique. Dans la suite, le modèle ramené sur l'arbre rapide sera utilisé afin de synthétiser la commande de la vitesse de rotation des éoliennes.

2.4 Modèle de l'actionneur de l'angle de calage

Pour les fortes vitesses de vent (au-dessus de la vitesse nominale), les éoliennes ont un système limitant la production d'énergie afin de protéger la structure complète de la chaîne de conversion. Un système gérant l'orientation des pales est une des possibilités[1] pour les éoliennes à vitesse et angle de calage variables. Ce système d'orientation des pales, qui peut être hydraulique ou électrique, permet d'ajuster les forces aérodynamiques, afin de limiter d'une part la puissance à une valeur supportée par la génératrice et de réduire d'autre part les charges que subissent les pales [53]-[25]-[38]-[29]. Le schéma bloc du système d'orientation des pales est donné Figure 2.9, cette structure étant composée des éléments suivants [53]-[86]-[17] :

[1]Il existe également d'autre possibilités pour limiter la puissance produite, telle que la régulation par décrochage aérodynamique où les pales sont conçues de façon à provoquer, à partir de certaines vitesses de vent, des turbulences sur leurs surfaces. L'écoulement de l'air sur la pale devient alors irrégulier, ce qui aboutit à une décroissance du couple capté par les pales. L'inconvénient de cette technique est qu'elle nécessite un système de freinage afin d'arrêter l'éolienne [23]-[18]-[20].

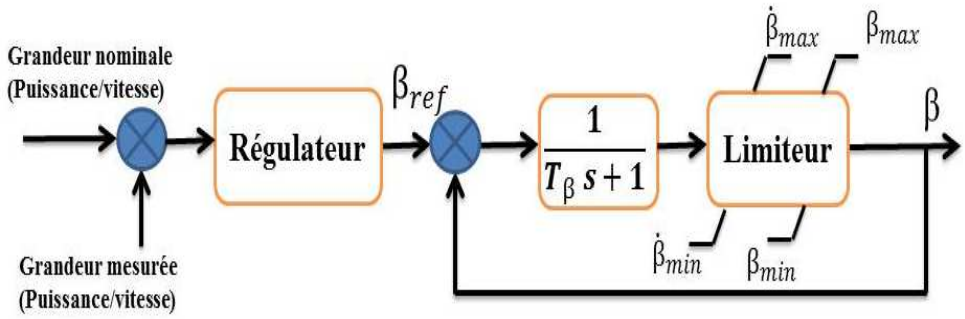


FIGURE 2.9 : Modélisation de l'actionnement de l'angle de calage des pales d'éolienne [24]-[25].

- **Régulateur :** ce bloc génère, à partir de la comparaison entre la puissance/vitesse nominale et la puissance/vitesse mesurée, un signal de référence β_{ref} pour l'angle de calage des pales β. Ce régulateur sera détaillé dans le chapitre suivant.

- **Dynamique d'orientation des pales :** elle représente la dynamique des actionneurs des pales, et peut être décrite par une fonction de transfert du premier ordre

$$\frac{1}{T_\beta \cdot s + 1} \tag{2.14}$$

avec T_β la constante de temps du système d'orientation.

- **Limiteur :** il s'agit ici de limiter l'angle de calage, ainsi que sa vitesse afin de tenir compte des contraintes technologiques. En effet, pour la plupart des systèmes éoliens, la limitation pour la vitesse $\dot{\beta}$ est de l'ordre de $\pm 10°/s$ [25], alors que β évolue entre une valeur minimale $\beta_{min} = 2°$ et une valeur maximale $\beta_{max} = 90°$ [25]-[24]. Dans cette thèse, les valeurs de β_{min} et β_{max} sont respectivement fixées à $2°$ et $90°$ [25]. À noter que la valeur optimale de l'angle de calage β permettant une production optimale n'est pas standard car elle dépend de la forme de la pale.

2.5 Modélisation de la génératrice électrique [1]-[2]-[3]

Pour les systèmes de production d'énergie à entraînement direct (couplage direct entre la turbine et la machine), la génératrice synchrone joue un rôle crucial pour transformer l'énergie mécanique en énergie électrique. Le modèle mathématique de la génératrice synchrone est un prérequis afin de concevoir les algorithmes de commande. Dans cette section, des modèles [3]-[52] de la machine synchrone à aimants permanents (MSAP), représentés, pour le premier dans le plan triphasé, et pour le second dans le repère tournant $d-q$, sont introduits.

2.5.1 Modèle triphasé de la MSAP

Afin d'établir un modèle simplifié de la MSAP, on considère les hypothèses suivantes [2]-[3]-[87]-[86]

- les enroulements du stator sont équilibrés avec une répartition sinusoïdale de la force magnétomotrice ;
- la saturation du circuit magnétique est négligée ;
- les courant de Foucault, les phénomènes d'hystérésis et la saillance du rotor sont négligés.

Les tensions de la machine dans le référentiel triphasé (a, b, c) du stator s'écrivent

$$\begin{bmatrix} v_a \\ v_b \\ v_c \end{bmatrix} = R_s \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \phi_a \\ \phi_b \\ \phi_c \end{bmatrix} \tag{2.15}$$

avec

$$\begin{bmatrix} \phi_a \\ \phi_b \\ \phi_c \end{bmatrix} = \mathbf{L_s} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} + \phi_f \begin{bmatrix} cos(\theta) \\ cos(\theta - \frac{2\,\pi}{3}) \\ cos(\theta + \frac{2\,\pi}{3}) \end{bmatrix} \tag{2.16}$$

et

- $[v_a, v_b, v_c]^T$ les tensions de phase statoriques ;
- $[i_a, i_b, i_c]^T$ les courants de phase statoriques ;
- $[\phi_a, \phi_b, \phi_c]^T$ les flux statoriques ;
- R_s la résistance statorique. Les résistances sur les trois phases sont supposées identiques ;
- ϕ_f, les flux magnétiques des aimants ;
- θ, la position angulaire du rotor ;
- $\mathbf{L_s}$, la matrice (3×3) d'inductance composée de termes constants et de termes variables tels que

$$\mathbf{L_s} = \mathbf{L_{s0}} + \mathbf{L_{sv}}$$

avec

$$\mathbf{L_{s0}} = \begin{bmatrix} L_{so} & M_0 & M_0 \\ M_0 & L_{so} & M_0 \\ M_0 & M_0 & L_{so} \end{bmatrix}$$

et

$$\mathbf{L_{sv}} = L_{sv} \begin{bmatrix} cos(2\,\theta_e) & cos(2\,\theta_e - \frac{2\,\pi}{3}) & cos(2\,\theta_e + \frac{2\,\pi}{3}) \\ cos(2\,\theta_e - \frac{2\,\pi}{3}) & cos(2\,\theta_e + \frac{2\,\pi}{3}) & cos(2\,\theta_e) \\ cos(2\,\theta_e + \frac{2\,\pi}{3}) & cos(2\,\theta_e) & cos(2\,\theta_e - \frac{2\,\pi}{3}) \end{bmatrix}$$

où L_{so}, L_{sv} et M_0 sont les inductances propres et mutuelles respectivement. Ces termes sont constants. Pour finir, $\theta_e = p\,\theta$ avec p le nombre de paire de pôles de la machine.

2.5.2 Transformation triphasé-diphasé de la MSAP (modèle $d-q$)

La transformation triphasé-diphasé permet d'obtenir une représentation simplifiée de la machine dans un plan équivalent à deux axes. À l'aide des transformations appelées de Concordia et Park [88]-[1], le modèle de la machine peut s'écrire dans un plan lié au stator ou dans un repère tournant lié au rotor [2]-[80]. Dans ce qui suit, la transformation de Concordia et Park (voir Annexe B pour plus de détails sur cette transformation) sera appliquée, afin d'exprimer le système (2.15) dans le repère tournant $d-q$. Ainsi, les équations électriques de la MSAP dans le repère $d-q$ sont données par [3]-[2]-[25]

$$\begin{aligned} v_d &= R_s\,i_d + L_d\,\frac{di_d}{dt} - p\,\Omega_g\,L_q\,i_q \\ v_q &= R_s\,i_q + L_q\,\frac{di_q}{dt} + p\,\Omega_g\,L_d\,i_d + p\,\phi_f\,\Omega_g \end{aligned} \tag{2.17}$$

avec i_d, i_q les courants statoriques dans le repère $d-q$, v_d, v_q les tensions statoriques dans le repère $d-q$, L_d et L_q les inductances de l'axe direct d et l'axe quadratique q respectivement, ϕ_f et p étant respectivement le flux des aimants et le nombre de paire de pôles. Ω_g est la vitesse de rotation de la génératrice, sa dynamique étant donnée par (2.13). À partir de (2.17), le circuit de la MSAP peut être schématisé par la Figure 2.10.

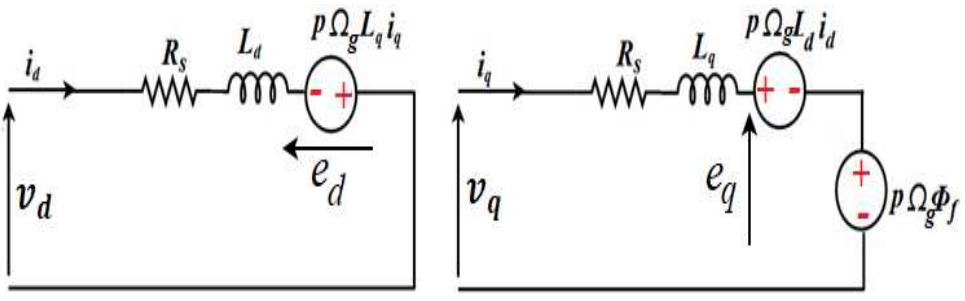


FIGURE 2.10 : Schéma équivalent de la MSAP dans le repère $d-q$ [26].

De (2.17) et suivant la Figure 2.10, on définit

$$\begin{aligned} e_d &= -p\,L_q\,\Omega_g\,i_q \\ e_q &= p\,L_d\,\Omega_g\,i_d + p\phi_f\,\Omega_g, \end{aligned}$$

e_d et e_q étant les forces contre-électromotrices du circuit électrique de la machine ; ils introduisent le couplage entre l'axe direct d et l'axe quadratique q.

On rappelle ici, que le modèle utilisé pour le couplage turbine-génératrice est celui donné par (2.13) (modèle ramené sur l'arbre rapide). Dans la suite du manuscrit, et dans un souci de simplification des notations, on introduit les notations suivantes

$$\begin{aligned} J &= J_{g,Hs} \\ f_v &= k_{g,Hs} \\ \Omega_g &= \Omega\,. \end{aligned} \tag{2.18}$$

On suppose que l'éolienne est couplée directement à la génératrice, ce qui est une hypothèse réaliste [25] (rapport de multiplication $n_r = 1$). La relation (2.13) devient donc

$$J\,\dot{\Omega} = \Gamma_m - f_v\,\Omega - \Gamma_{em} \tag{2.19}$$

Γ_m étant le couple mécanique de la turbine dépendant de la vitesse du vent, de la vitesse de rotation et de l'angle de calage ; on a alors

$$\Gamma_m\,(V,\Omega,\beta) = \frac{\Gamma_a\,(V,\Omega,\beta)}{n_r} = \Gamma_a(V,\Omega,\beta) \tag{2.20}$$

avec Γ_a le couple aérodynamique défini par (2.9). Le couple électromagnétique Γ_{em} développé par la machine est défini par

$$\Gamma_{em} = p\,(L_d - L_q)\,i_d\,i_q + p\,\phi_f\,i_q. \tag{2.21}$$

2.6 Un premier modèle d'état d'une éolienne

Un premier modèle d'une éolienne équipée d'une machine MSAP peut être mis sous la forme d'un modèle non linéaire affine en la commande

$$\dot{x} = f(x) + B\cdot u$$

avec

$$\dot{x} = \begin{bmatrix} \dot{\beta} \\ \dot{i}_d \\ \dot{i}_q \\ \dot{\Omega} \end{bmatrix} = \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{-1}{T_\beta}\,\beta \\ \frac{-R_s}{L_d}\,i_d + \frac{p\,L_q}{L_d}\,\Omega\,i_q \\ \frac{-R_s}{L_q}\,i_q - \frac{p\,L_d}{L_q}\,\Omega\,i_d - \frac{p\,\phi_f}{L_q}\,\Omega \\ \frac{\Gamma_m\,(V,\Omega,\beta)}{J} - \frac{p\,(L_d-L_q)}{J}\,i_d\,i_q - \frac{p\,\phi_f}{J}\,i_q - \frac{f_v}{J}\,\Omega \end{bmatrix}}_{f(x)} + \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{1}{T_\beta} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_d} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{L_q} \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}}_{B} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \beta_{ref} \\ v_d \\ v_q \end{bmatrix}}_{u} \tag{2.22}$$

avec

$$\Gamma_m\,(V,\Omega,\beta) = \Gamma_a\,(V,\Omega,\beta) = 0.5\,\rho\,\pi\,R_t^3\,\frac{C_p(\lambda,\beta)}{\lambda}\,V^2.$$

Un schéma de principe de commande de l'éolienne est donné Figure 2.11. Les blocs et les références de commande seront au cœur du chapitre suivant.

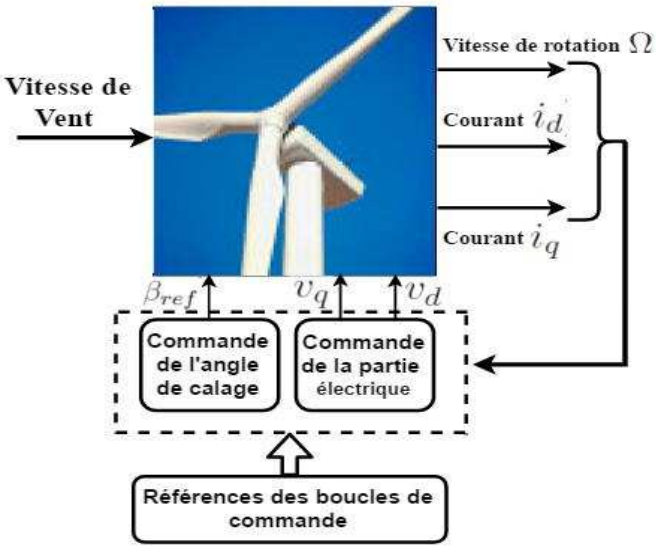


FIGURE 2.11 : Schéma de principe de commande d'une éolienne.

2.7 Conclusion

Ce chapitre a été dédié à la modélisation des différents éléments participant à la conversion de l'énergie disponible dans le vent. Tout d'abord, les aspects aérodynamiques ont été modélisés. Ainsi, le couple éolien Γ_a entraînant la génératrice électrique a été obtenu. Ensuite, le système d'orientation des pales a été également modélisé afin de prendre en compte sa dynamique. Un modèle standard de la machine synchrone à aimant permanent a été introduit à la fin de ce chapitre, ce qui a permis d'obtenir un modèle complet de la chaîne turbine-génératrice.

3

Commande d'une éolienne à vitesse et angle de calage des pales variables

3.1 Introduction

L'objectif principal de la commande d'une éolienne consiste à assurer une production optimale de puissance électrique, tout en minimisant les coûts de maintenance et les risques de défaillance. Ainsi, le fonctionnement de l'éolienne doit garantir, pour une vitesse de vent donnée, une puissance optimale. Néanmoins, cela doit se faire avec des charges dynamiques limitées sur le train de transmission.

Afin de répondre à ces objectifs, les éoliennes à vitesse variable et angle de calage des pâles (appelé parfois *pitch*) variable semblent les plus appropriées. En effet, cette technologie permet d'exploiter l'éolienne sur une large gamme de vitesses du vent [13]. Néanmoins, en raison des variations de la vitesse du vent, le fonctionnement optimal de l'éolienne n'est pas toujours assuré, notamment au delà d'une certaine vitesse du vent. Par conséquent, deux zones de fonctionnement sont considérées par rapport à la puissance générée, à savoir une zone d'optimisation (également appelée zone de charge partielle) et une zone de limitation (également appelée zone de pleine charge).
Dans la suite de ce chapitre, une étude de la commande d'éolienne dans les deux zones est proposée. Tout d'abord, ces deux zones de fonctionnement de l'éolienne en fonction de la vitesse du vent sont présentées. Ensuite, le choix des zones dans lesquelles l'éolienne sera commandée permet d'aboutir à la formulation du problème ; des techniques d'optimisation, qui seront par la suite associées à la commande de l'éolienne, sont également détaillées. Enfin, deux stratégies de commande sont présentées : une commande de type PI, et une commande de type *Backstepping* [89]. Comme l'objectif principal est, selon la zone de fonctionnement, l'optimisation ou la limitation de la puissance produite, un objectif supplémentaire est d'assurer une transition douce lors du passage entre les deux zones ; ceci doit être pris en compte afin de réduire les fluctuations de la puissance produite.

3.2 Zones de fonctionnement d'une éolienne

Il a été vu précédemment (voir Chapitre précédent, équation (2.5)) que la puissance captée à partir de l'énergie du vent est proportionnelle au cube de la vitesse du vent. Comme cette grandeur est de nature stochastique, une faible variation de celle-ci peut causer une fluctuation significative de la puissance générée. Cependant, l'objectif de base de la commande est de capter un maximum de puissance possible, qui est limité par la contrainte de la loi de Betz [18]. Cette loi indique la puissance maximale théorique récupérable en fonction de la puissance incidente du vent. Afin de maintenir un fonctionnement optimal de l'éolienne sur une large plage de vitesses de vent, une technique d'optimisation est utilisée dans le but d'obtenir un rendement énergétique élevé.
Néanmoins, dans le cas de fortes vitesses de vent, cette optimalité ne peut plus être garantie. Dans ce cas, l'enjeu n'est plus une question de maximisation, mais au contraire d'une limitation de la puissance produite à une valeur nominale supportée par la machine électrique. Il s'agit donc de définir des zones de fonctionnement selon la vitesse du vent. L'évolution de la puissance en fonction de la vitesse du vent est montrée Figure 3.1 (Figure inspirée par [21]-[18]-[15]-[19] et permettant de définir les zones de fonctionnement). Les zones sont définies comme suit :

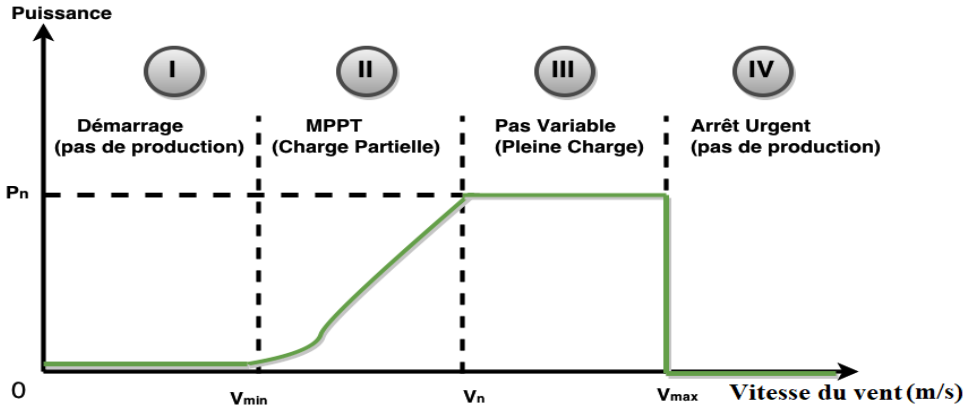


FIGURE 3.1 : Zones de fonctionnement d'une éolienne à vitesse et *pitch* variables [19].

- **Zone I (Démarrage ($V \leq V_{min}$)) :** la turbine ne tourne pas, il n'y a pas de production.

- **Zone II (Charge partielle) ($V_{min} < V \leq V_n$) :** la vitesse du vent est comprise entre une valeur minimale V_{min}, pour laquelle le rotor de l'éolienne se met à tourner, et une valeur nominale V_n. Dans cette zone, la puissance évolue avec la vitesse du vent. Une technique d'optimisation de puissance, appelée *maximum point power tracking (MPPT)* [33]-[15] est utilisée pour la commande de la génératrice, permettant à l'éolienne de fonctionner à un régime optimal au regard des conditions de vent. L'angle de calage des pales est maintenu à une valeur permettant d'avoir une grande valeur du coefficient de puissance C_p.

- **Zone III (Pleine charge) ($V_n \leq V < V_{max}$) :** au delà de la vitesse nominale V_n spécifiée pour chaque éolienne, le rotor continue à capter de la puissance. Afin de

protéger la génératrice, la puissance générée doit être maintenue à la valeur nominale de l'éolienne. Dans cette zone, c'est l'angle de calage des pales qui est commandé afin de limiter le coefficient de puissance C_p, et ainsi limiter la puissance.

- **Zone IV (Arrêt d'urgence de l'éolienne)** : au-delà de la vitesse maximale admise ($V \geq V_{max}$), un dispositif de freinage d'urgence est mis en œuvre afin d'éviter toute détérioration du système de conversion. Une autre solution parfois plus pratique consiste à régler l'angle de calage des pales à 90° par rapport à la direction du vent (mise en drapeau).

Le fait de commuter entre les zones II et III peut générer de fortes oscillations dans l'arbre mécanique. Ces oscillations se traduisent par des charges de fatigue supportées par la structure et impactent la qualité de la puissance. Afin d'éviter cela, la commutation entre les zones doit être gérée (voir Section 3.3.3).

3.3 Principe de commande dans les zones II et III

Cette partie est consacrée à la commande de l'éolienne dans les zones II et III. Deux objectifs sont visés : le premier est d'obtenir une puissance optimale dans la zone II, et le second est de limiter la puissance dans la zone III. Pour une meilleure qualité de puissance, la prise en compte du changement de zones est nécessaire afin de réduire les commutations inter-zones brutales. Ainsi, un schéma montrant les zones considérées dans ce travail est donné Figure 3.2.

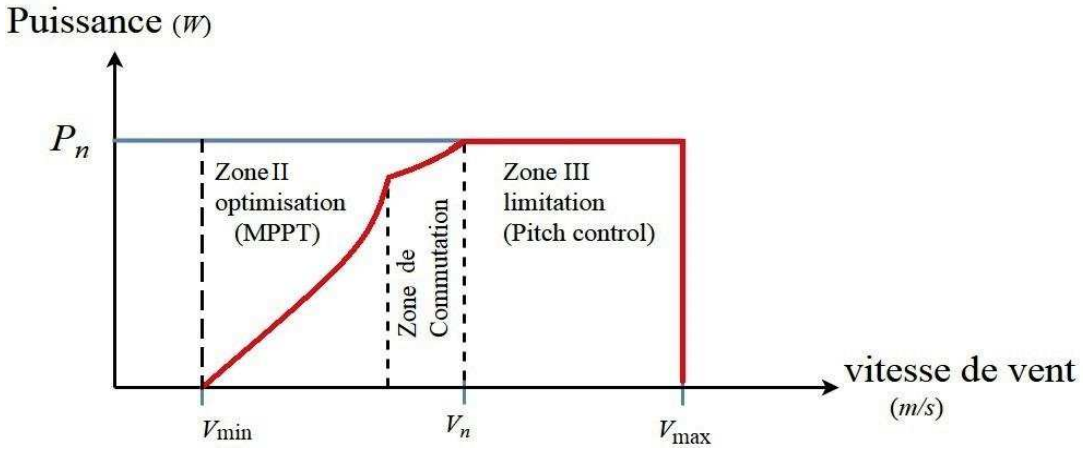


FIGURE 3.2 : Zones de fonctionnement d'une éolienne à vitesse et angle de calage variables, avec zone de commutation.

Une fois les zones de commande choisies, il faut maintenant décrire les objectifs visés pour chaque zone ainsi les variables intervenant dans l'architecture de commande. Parmi les leviers d'action possibles, il y a le couple de la génératrice (couple électromagnétique) Γ_{em} et l'angle de calage des pales β. Si on prend en compte la partie électrique de l'éolienne, les tensions directe v_d et indirecte v_q du stator agissent sur les courants électriques de la machine. Les grandeurs Γ_{em}, v_d, et v_q sont gérées par la commande vectorielle [1] détaillée dans la suite. L'angle de calage, quant à lui, est géré par le système d'orientation des

pâles. Ces variables peuvent donc être associées afin de contribuer à l'amélioration des performances de l'éolienne [74].

3.3.1 Zone II. Optimisation de la puissance produite

Cette zone correspond à l'intervalle de vitesses de vent comprises entre V_{min} et V_n (Figure 3.2), V_{min} étant la vitesse de vent minimale nécessaire pour que le rotor commence à tourner. La puissance produite évolue ensuite avec la vitesse du vent. En effet, elle est liée à la puissance captée par la turbine qui s'écrit (voir (2.5))

$$P_a = 0.5\,\rho\,\pi\,R_t^2\,C_p(\lambda,\beta)\,V^3.$$

Cette puissance est donc liée à la vitesse du vent et au coefficient de puissance C_p, qui dépend de l'angle β et du rapport λ défini par

$$\lambda = \frac{\Omega}{V}\,R_t.$$

L'objectif de la commande est de maintenir le ratio de vitesse λ à une valeur optimale λ_{opt}, qui correspond à la valeur maximale de C_p. En effet, d'après la Figure 3.3, on voit que C_p dépend de λ et de β. Donc, pour un angle β donné, on peut déduire la valeur de λ, appelé λ_{opt} (par exemple, pour $\beta = 8°$, $C_p^{opt} \simeq 0.3$ et $\lambda_{opt} \simeq 6$). Aussi, afin d'atteindre cet objectif, la vitesse Ω est adaptée, en fonction de la vitesse du vent, à une vitesse de référence Ω^* par l'ajustement du couple électromagnétique Γ_{em}, Ω^* étant défini par

$$\Omega^* = \frac{\lambda_{opt}\cdot V}{R_t}.$$

L'idée est de maintenir le fonctionnement de l'éolienne sur les sommets de la courbe de $C_p(\lambda,\beta)$ (voir Figure 3.3), en forçant λ et β à leur valeurs optimales respective ($\lambda \longrightarrow \lambda_{opt}$, $\beta \longrightarrow \beta_{opt}$ [1] Dans la zone II, certains paramètres optimaux sont considérés, à savoir $C_p^{opt} = 0.4$, $\lambda_{opt} = 7.3$ et $\beta_{opt} = 2\,°$. Ces données ne sont pas standards pour toutes les éoliennes, et correspondent à l'éolienne étudiée dans [25].

Afin de générer un coefficient de puissance maximal, l'approche classique consiste à générer un couple optimal Γ_{em}^{opt} permettant de maintenir l'éolienne dans son régime optimal. Il est supposé dans ce cas, qu'en régime permanent, le couple électromagnétique vaut [64]-[74]

$$\Gamma_{em}^{opt} = \underbrace{K_{opt}\,\Omega^2}_{\Gamma_a^{opt}} - f_v\,\Omega, \quad K_{opt} = 0.5\,\rho\,\pi\,R_t^5\,\frac{C_p^{opt}}{\lambda_{opt}} \tag{3.1}$$

avec f_v le frottement total de la turbine et la machine.

Le schéma qui illustre cette méthode est représenté par la Figure 3.4.

L'inconvénient majeur de cette méthode est qu'il difficile de définir le terme K_{opt} d'une manière précise [64]. En plus, elle suppose que l'éolienne est en régime d'équilibre. En fait, son fonctionnement est basé sur l'utilisation de points de fonctionnement optimaux (C_p^{opt}, λ_{opt} (constant et spécifié pour chaque éolienne), β_{opt}). Comme le vent est très fluctuant, la

[1] β_{opt} est la valeur optimale fixe permettant d'obtenir un coefficient de puissance C_p maximal. D'après [25], cette valeur est fixée à $2\,°$, correspondant à $C_p^{opt} = 0.4$ (voir Figure 3.3).

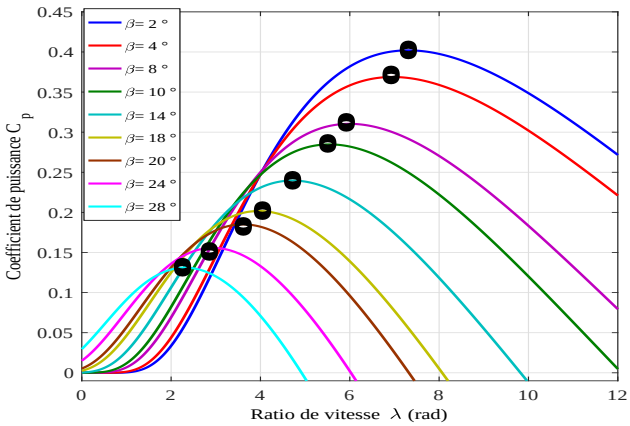


FIGURE 3.3 : Coefficient de puissance C_p en fonction de λ, pour différentes valeurs de β. Les points noirs correspondent aux valeurs maximales atteignables par C_p pour un angle β donné, et selon la valeur de λ.

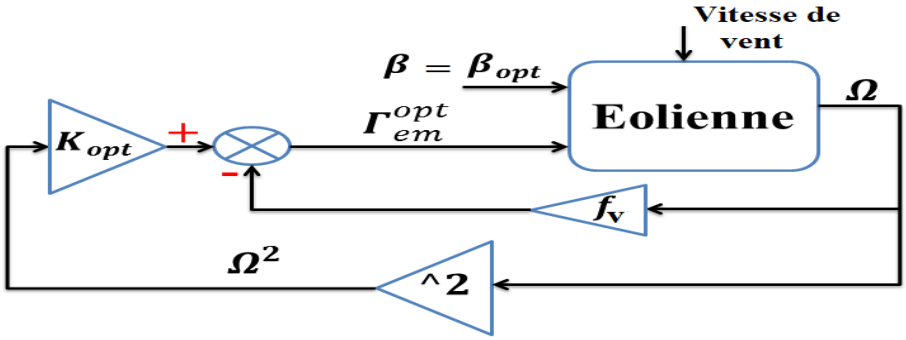


FIGURE 3.4 : Schéma illustre la commande standard en zone d'optimisation [23]-[17]

variation de λ autour de la valeur optimale λ_{opt} devient plus importante, ce qui entraîne une perte d'énergie [18]-[17]. L'inconvénient majeur de cette méthode réside dans le fait que les variations de vent ne sont pas prises en compte puisque la commande suppose que l'éolienne est en régime permanent [23]. Un autre inconvénient est qu'elle est moins robuste face aux bruits de mesure et aux incertitudes car elle ne prend pas en compte certaines dynamiques de la machine (courants), ce qui peut entraîner des pertes de la puissance produite.

Une autre méthode consiste à utiliser une boucle de régulation de la vitesse de rotation associée à une approche type *MPPT* afin de maintenir un fonctionnement optimal lorsque le vent est faible ou moyen. Il s'agit de la méthode la plus utilisée pour avoir un bon rendement énergétique. Comme cela a été vu avec la modélisation de la machine (2.21), le couple électromagnétique Γ_{em} est fonction des courants direct i_d et quadratique i_q. La commande de la vitesse de rotation Ω se fait suivant deux boucles en cascade [1]-[25] : une boucle interne afin de forcer le courant i_q à une référence calculée à partir du couple de référence (qui est la sortie du régulateur de vitesse), et une boucle externe pour la commande de la vitesse (voir Figure 3.5). Il faut néanmoins assurer que la boucle interne soit plus rapide puisqu'il s'agit d'une grandeur électrique [1]-[17].

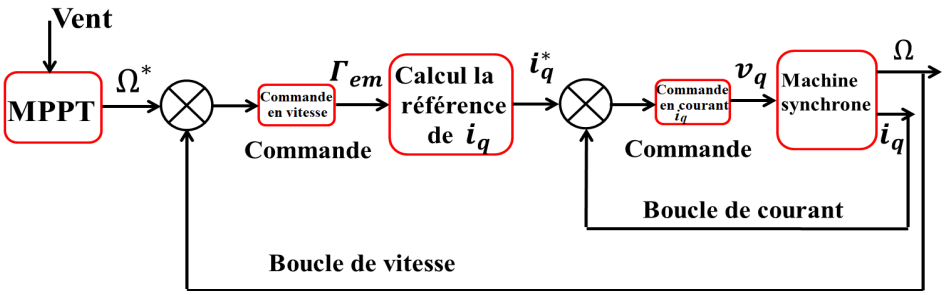


FIGURE 3.5 : Régulation en cascade de la vitesse Ω et du courant i_q.

Le courant i_d quant à lui est forcé à zéro [57]-[90]-[28] afin de diminuer les ondulations du couple Γ_{em} d'une part, et d'avoir ce même couple proportionnel au courant i_q d'autre part (voir Chapitre 2-(2.21)). Bien que cette méthode soit largement utilisée, elle pénalise néanmoins le couple développé par la machine, car le terme de l'expression du couple électromagnétique (2.21), multiplié par le courant i_d $\left(p\,(L_d - L_q)\,i_d\,i_q\right)$ disparaît puisque ce dernier est asservi à zéro. Aussi, dans ce chapitre, le courant i_d est commandé à une valeur de référence i_d^* permettant d'avoir un couple Γ_{em} maximal [4].

Pour résumer, dans cette zone, deux objectifs sont à gérer :

- commander la vitesse de rotation à une vitesse de référence

$$\Omega^* = \frac{\lambda_{opt} \cdot V}{R_t}, \quad (\lambda_{opt} \text{ étant un paramètre de l'éolienne}), \tag{3.2}$$

  afin de maintenir le ratio de vitesse à la valeur optimale, ce qui correspond à la valeur optimale du coefficient de puissance C_p ; l'action se fait via le couple Γ_{em}, l'angle de calage β étant fixé à β_{opt} ,

- commander le courant de l'axe direct i_d à un courant de référence i_d^* permettant la maximisation du couple de la machine Γ_{em}.

3.3.2 Zone III. Limitation de la puissance produite

Dans cette zone, l'éolienne fonctionne pour une vitesse de vent au delà de la vitesse nominale V_n (et inférieure à V_{max}). L'éolienne fonctionne donc à « pleine charge ». Comme la puissance est proportionnelle au cube de la vitesse du vent (voir (2.5)), dans le cas où la technique *MPPT* serait encore appliquée, une augmentation de la vitesse du vent induirait l'augmentation de la puissance générée qui serait alors au delà de la puissance nominale. Afin de protéger le dispositif et d'éviter toute détérioration, il est nécessaire de limiter la puissance produite lorsque le vent excède sa valeur nominale [24]-[17].
Aussi, la vitesse de rotation et le couple (aérodynamique ou électromagnétique) doivent être limités. Une stratégie consiste à agir sur l'angle de calage des pales afin de modifier le coefficient de puissance, pour maintenir l'éolienne dans ses conditions nominales. Grâce à l'action sur le *pitch* des pales, le vent continue à traverser le disque du rotor sans produire plus de puissance [13]-[86]. Pour la boucle de commande, la vitesse de rotation est donc régulée à la vitesse nominale en agissant sur l'angle de calage, et le couple

électromagnétique est fixé à sa valeur nominale [23]-[24] et défini par

$$\Gamma_{em} = \Gamma_{em,n} = \frac{P_n}{\Omega_n} \tag{3.3}$$

avec P_n et Ω_n respectivement les valeurs nominales de la puissance et de la vitesse de rotation de la génératrice. Le principe de la commande de l'éolienne en zone III est montré Figure 3.6.

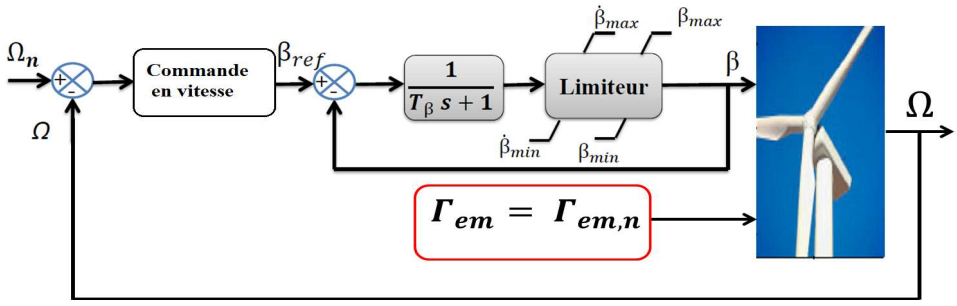


FIGURE 3.6 : Principe de commande en zone III [23]

.

Les charges sur la structure, et plus particulièrement sur l'arbre de transmission, sont très importantes dans cette zone. Dans ce cas, l'action sur l'angle de calage, en limitant la puissance à la valeur nominale fixe P_n, permet de limiter ces charges [74]-[17].
Le système de l'angle de calage est modélisé par une dynamique linéaire (voir équation (2.14)). Sa régulation est assurée par une commande proportionnelle intégrale PI [38]-[73]-[91]-[92]. D'autres commandes peuvent peuvent être utilisées pour la régulation de l'angle de calage, telle que la commande type logique floue [38], la commande par mode glissant [75]. Néanmoins, ces stratégies sont basées sur la linéarisation du modèle autour des points de fonctionnements, ce qui signifie que le domaine de fonctionnement est limité en dehors de ces points.

Pour résumer, dans cette zone, deux objectifs sont à gérer :

- commande de la vitesse de rotation à sa valeur nominale, l'action se faisant via l'angle de calage des pales β ,
- le couple de la machine Γ_{em} étant fixe à $\Gamma_{em,n}$ calculé par (3.3), la commande dans la zone III peut se faire sans prise en compte de la commande du courant direct i_d [23]-[93]. Néanmoins ce courant peut être commandé de la même façon qu'en zone II. Ainsi, le courant i_d pourrait être asservi à zéro (méthode standard de la commande vectorielle), vu que le couple est fixé à sa valeur nominale supposée maximale.

3.3.3 Zone de commutation entre les zones II et III

Vu la différence des objectifs visés pour les zones II et III , la commutation entre ces deux zones peut engendrer des transitoires non souhaitables (ondulations des couples mécaniques et électriques) [24]-[17]. Ces transitoires peuvent être amplifiés par le changement

de la stratégie de commande d'une zone à une autre [17] ; il y a donc un réel intérêt à prendre en compte un objectif supplémentaire qui a pour but d'assurer un passage « en douceur » de la zone d'optimisation à la zone de limitation et vice-versa. Dans la zone II, la vitesse de rotation est commandée par une action sur le couple de la machine Γ_{em} ; pour la zone III, c'est l'angle de calage β qui assure cette tâche. Étant donné que le processus de commande du système d'orientation des pales est plus lent que le processus électrique, la vitesse de rotation, qui est commandée par l'angle de calage en zone III, peut dépasser sa valeur nominale [19]. L'idée est donc d'anticiper l'action de l'angle de calage sur la vitesse de rotation, en définissant une région intermédiaire telle que la vitesse de rotation et la puissance générée soient proches de leur valeurs nominales.

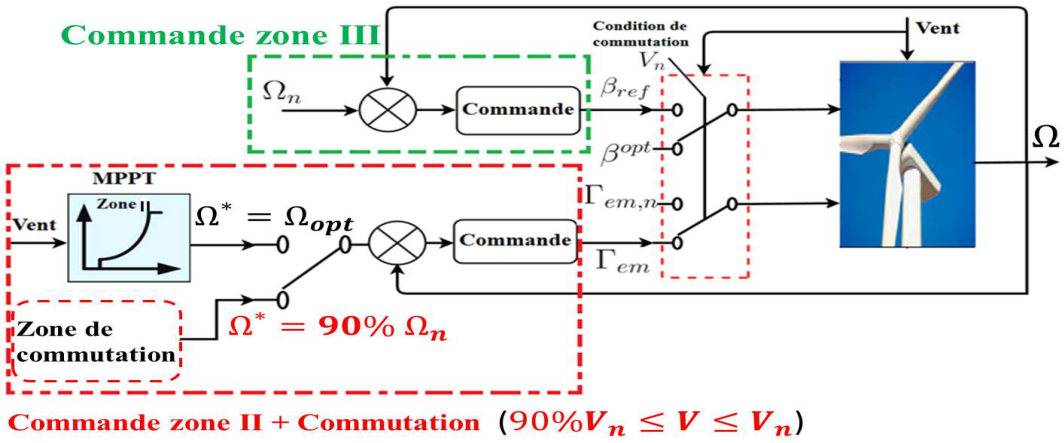


FIGURE 3.7 : Schéma global proposé pour la commande de l'éolienne (partie mécanique)

Une autre solution tel que présentée dans [74] consiste à combiner la régulation de l'angle de calage et le couple électromagnétique afin d'obtenir une transition douce entre les différents modes de fonctionnement de l'éolienne.

Les travaux de cette thèse se sont inspirés de [17]-[19]-[23], pour la création de cette zone intermédiaire à partir d'une vitesse de référence égale à 90 % de la valeur nominale.

Le fonctionnement est par contre quasi optimal dans cette région, et un compromis doit être mis en œuvre afin de conserver l'efficacité de l'éolienne tout en minimisant les charges mécaniques sur la structure.

Le schéma global proposé pour la commande de l'éolienne dans les trois régions est présenté dans la Figure 3.7. Ce schéma ne comprend pas la commande de la partie électrique de l'éolienne ; cette partie sera explicitée dans la section suivante qui sera consacrée à la conception des lois de commande de l'éolienne.

Pour résumer, les objectifs de la commande dans les trois zones de fonctionnement sont

- Zone II : commande de la vitesse de rotation à une référence Ω^* (Ω_{opt}) via Γ_{em}. La commande du courant i_q, qui est en cascade avec la commande de Ω, est assurée par la tension v_q, tandis que le courant i_d est commandé, via la tension v_d, à la référence i_d^* calculée par la méthode *MTPA*. β quant lui est fixé à β_{opt} ;

- Zone II/III (commutation) : pour une vitesse de vent entre $90\,\%\,V_n$ et $100\,\%\,V_n$, la vitesse est commandée à une référence constante $\Omega^* = 90\,\%\,\Omega_n$ via Γ_{em}. Il faut noter qu'il s'agit de la même commande qu'en zone II, mais avec des références de vitesse différentes (voir Figure 3.7). La commande des courants i_q et i_d est la même qu'en zone II ;

- Zone III : commande de la vitesse à une référence $\Omega^* = \Omega_n$ via l'angle de calage β, Γ_{em} étant fixé à sa valeur nominale $\Gamma_{em,n}$.

Remarque 3.1. *Lors de la commutation entre les zones de fonctionnement (zones II et III), des variations peuvent apparaitre dans les états du système de l'éolienne simple $(\beta, i_d, i_q, \Omega)$, et par conséquent dans leurs dynamiques.*
Dans cette thèse, cette commutation n'est pas considérée dans le modèle étudié mais dans la conception des lois de commande qui seront synthétisées par la suite. Néanmoins, afin de prendre en compte la procédure de commutation dans le modèle de l'éolien, des approches hybrides pourront être utilisées.

3.4 Synthèse des lois de commande

Le système éolien comprend deux parties : une partie mécanique et une partie électrique. L'association de ces deux parties engendre un comportement fortement non linéaire. La commande de tels systèmes basée sur des approches linéaires ne serait pas suffisamment performante en raison de la limitation du domaine de fonctionnement. De plus, les performances pourraient être altérées par la présence de perturbations externes (vent), de la mauvaise connaissance de certains paramètres du modèle complet (turbine + machine), ... Il est donc important de s'orienter vers le développement de commandes plus adaptées à ces enjeux et aux non-linéarités du système.
Dans cette section, deux lois de commandes sont conçues pour commander les principales grandeurs de l'éolienne. Ces grandeurs sont tout d'abord commandées par des régulateurs type PI, puis par une loi de commande basée sur l'approche *backstepping*. Ces deux stratégies sont associées à la stratégie *MPPT* et à une stratégie de maximisation de couple afin d'utiliser au maximum la génératrice [52], et donc d'améliorer la qualité de la puissance produite.

On signale qu'en zone II, deux commande sont proposées (PI et *backstepping*) alors qu'en zone III, une seule commande PI est appliquée afin de contrôler l'angle de calage β.

3.4.1 Stratégie de maximisation du couple (zone II) [4]-[5]

Le couple électromagnétique Γ_{em} est fonction des courants direct i_d et quadratique i_q

$$\Gamma_{em} = p\,(L_d - L_q)\,i_d\,i_q + p\,\phi_f\,i_q \tag{3.4}$$

avec p le nombre de paires de pôles, L_d, L_q les inductances selon les axes d et q, ϕ_f le flux magnétique. Comme cela a été rappelé précédemment, le courant direct i_d est traditionnellement asservi à zéro [94]-[1], ce qui signifie que le couple Γ_{em} est piloté avec une seule composante qui est le courant i_q et avec une action sur la tension v_q. Néanmoins, le fait d'asservir le courant i_d à zéro induit que la machine n'est pas utilisée à son maximum. Afin d'améliorer les performances, le courant i_d peut être commandé de telle sorte que le couple de la machine Γ_{em} soit optimal [52], en utilisant la technique de maximisation (*Maximum Torque Per Ampere - MTPA*) [52]-[5].
Cette technique permet d'avoir un couple maximal, de minimiser les pertes par effets Joule, et d'améliorer les performances du système de conversion avec une capture accrue de la puissance. Par contre, un inconvénient réside dans le fait qu'elle peut engendrer des oscillations du couple électromagnétique.
La valeur de référence du courant direct i_d est déterminée à partir de la dérivée de l'expression du couple Γ_{em} (3.4) par rapport à i_d, cette dérivée étant nulle pour un couple Γ_{em} maximal, *i.e.*

$$\frac{\partial \Gamma_{em}}{\partial i_d} = 0. \tag{3.5}$$

Le courant du stator i_s est fonction des courants direct et quadratique et s'écrit [1]-[3]

$$i_s = \sqrt{i_d^2 + i_q^2} \quad . \tag{3.6}$$

À partir de (3.6), on a

$$i_q = \sqrt{i_s^2 - i_d^2}, \quad i_q > 0 \quad . \tag{3.7}$$

En substituant i_q par (3.7) dans (3.4), on obtient

$$\Gamma_{em} = p\,\left[(L_d - L_q)\,i_d + \phi_f\right]\,\sqrt{i_s^2 - i_d^2} \quad . \tag{3.8}$$

La dérivée de Γ_{em} par rapport au courant i_d est donnée par

$$\frac{\partial \Gamma_{em}}{\partial i_d} = p\,\frac{\left[-\phi_f\,i_d + (L_d - L_q)\,(i_s^2 - i_d^2) - (L_d - L_q)\,i_d^2\right]}{\sqrt{i_s^2 - i_d^2}} \quad . \tag{3.9}$$

À partir de (3.6) et (3.9), le courant direct de référence i_d^* s'écrit [52]-[25]

$$i_d^* = -\frac{\phi_f}{2\,(L_d - L_q)} - \sqrt{\frac{\phi_f^2}{4\,(L_d - L_q)^2} + i_q^2} \quad . \tag{3.10}$$

Donc, en forçant i_d à suivre i_d^*, on assure un couple Γ_{em} maximal. En associant cette stratégie avec la technique MPPT, un couple optimal Γ_{em} peut être obtenu, permettant ainsi à l'éolienne de fonctionner avec un rendement énergétique optimal dans la zone II (voir Figure 3.2).

3.4.2 Principe de la commande vectorielle

La commande vectorielle ou la commande par orientation du flux est la commande standard des machines alternatives. Elle consiste à découpler les deux composantes des axes direct d et quadratique q du référentiel tournant, de façon à commander indépendamment le couple et le flux de la machine [27]-[1]-[2]. Comme le montre la Figure 3.8, ce découplage peut se faire par une orientation du flux de la machine suivant l'axe direct

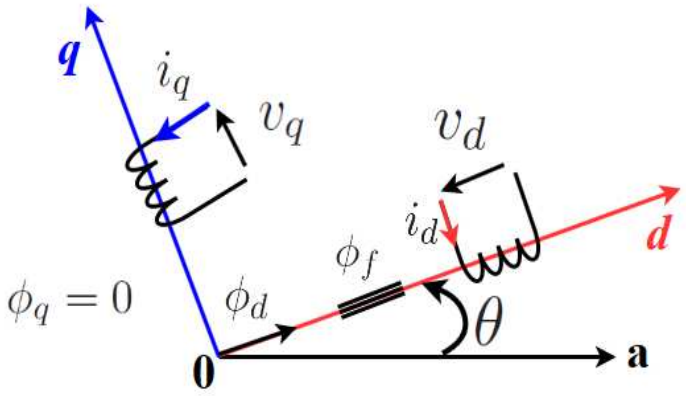


FIGURE 3.8 : Principe de l'orientation du flux [27].

ce qui donne un flux ϕ_d. Cela implique que la composante de flux quadratique ϕ_q est nulle.

L'autre objectif de la commande vectorielle est d'avoir un couple optimal. Généralement, le critère est de minimiser les pertes par effet de Joule [52]-[25], le but étant de récupérer le maximum de puissance à la sortie de la génératrice. Ceci est obtenu grâce à la commande des courants i_d et i_q. Pour les éoliennes, un critère supplémentaire consiste à réduire les oscillations sur l'arbre de transmission dues aux fluctuations de la vitesse du vent afin d'améliorer la qualité de la puissance produite.
Comme déjà mentionné, le couple Γ_{em} (3.4) est fonction des deux courants i_d et i_q. Dans le cas de la commande vectorielle, le courant i_d est asservi à zéro. Par conséquent, si $i_d = 0$, le couple de la machine est proportionnel au courant i_q [25]-[3], *i.e.*

$$\Gamma_{em} = K \cdot i_q, \tag{3.11}$$

avec $K = p \cdot \phi_f$. Néanmoins, forcer le courant i_d à zéro n'est une solution optimale que pour la machine synchrone à rotor lisse ($L_d = L_q$). Dans le cas où la machine possède des pôles saillants ($L_d \neq L_q$), la valeur de référence du courant i_d doit être déterminée afin d'obtenir un couple maximal [5], comme cela a été rappelé précédemment.

La commande vectorielle est appliquée à la génératrice en zone d'optimisation (zone II), associée à une commande type MPPT. On suppose que la génératrice est pilotée par un convertisseur commandé en MLI sinus-triangle. Ce convertisseur permet de commander les courants de la génératrice afin d'adapter la vitesse de rotation aux variations du vent. Ainsi, la commande vectorielle de la machine synchrone comprend trois boucles d'asservissement (voir Figure 3.9)

- une boucle contrôlant la vitesse de rotation ;
- une boucle commandant le courant direct i_d ;
- et une boucle pour le courant quadratique i_q.

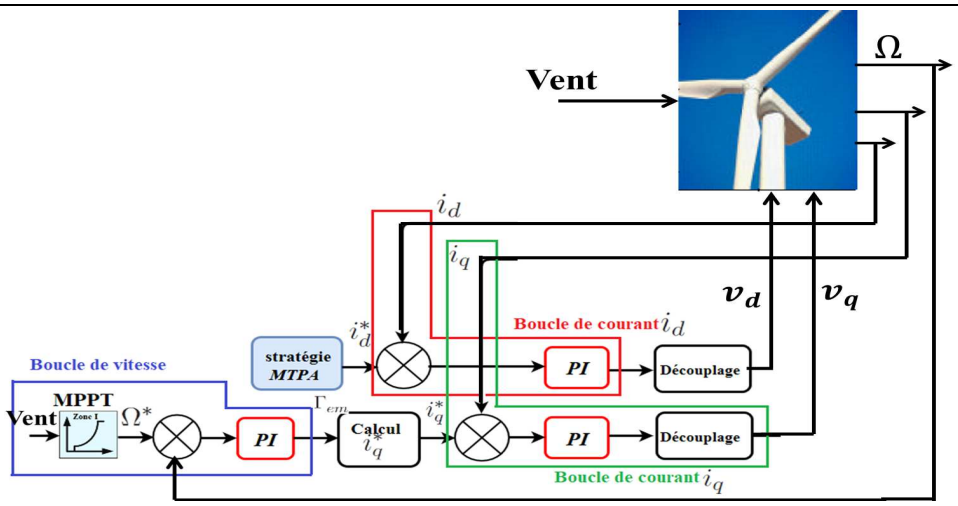


FIGURE 3.9 : Schéma global de la commande vectorielle de l'éolienne en zone II, avec utilisation de régulateurs PI (Figure inspirée de [28]-[25]).

La vitesse de rotation, mesurée sur l'arbre du rotor, est comparée à une vitesse de référence qui est générée à partir du bloc MPPT. L'erreur entre ces deux grandeurs est envoyée à un bloc de régulation dont la sortie fournit le couple Γ_{em}. Ce dernier génère, à partir de (3.4), un courant de référence i_q^* (en remplaçant i_q par i_q^* dans (3.4))

$$i_q^* = \frac{\Gamma_{em}}{p\,(L_d - L_q)\,i_d + p\,\phi_f} \tag{3.12}$$

servant à la boucle de courant i_q. La boucle de régulation de i_q est imbriquée dans la boucle de la vitesse : il s'agit donc d'une régulation en cascade de la vitesse Ω et du courant i_q. Une condition à prendre en compte est que la boucle interne i_q doit être plus rapide que la boucle en Ω. Cette condition est vérifiée par le fait que le temps de réponse des grandeurs électriques de la machine est intrinsèquement plus rapide que ceux des grandeurs mécaniques. Concernant la boucle de régulation du courant i_d, sa référence i_d^* est calculée à partir de (3.10).

Les courants i_d et i_q sont comparés respectivement aux références i_d^* et i_q^*, les signaux de sortie des régulateurs associés à ces grandeurs étant les tensions de références du stator dans le repère $d-q$. Ces tensions pilotent les courants de la machine i_d et i_q. Le convertisseur de puissance n'est pas considéré dans notre étude ; il est supposé idéal avec un gain unitaire.

3.4.3 Commandes basées PI

Afin de mettre en œuvre la régulation des boucles des courants i_d et i_q, des régulateurs de type PI sont tout d'abord utilisés (la méthode est inspirée de [25]-[57]). Le courant de référence i_d^* est défini à partir de la stratégie de maximisation du couple (3.10), tandis que la référence i_q^* est générée par le régulateur de vitesse. À partir du modèle électrique de la machine (donné Chapitre 2-(2.17)), on a

$$\begin{aligned} v_d &= R_s\, i_d + L_d \frac{di_d}{dt} - p\,\Omega\, L_q\, i_q \\ v_q &= R_s\, i_q + L_q \frac{di_q}{dt} + p\,\Omega\, L_d\, i_d + p\,\phi_f\,\Omega \end{aligned} \tag{3.13}$$

Loi de commande pour le courant i_d.

À partir de (3.13), la dynamique du courant direct i_d s'écrit

$$\frac{di_d}{dt} = \frac{-R_s}{L_d}\, i_d + \frac{1}{L_d}\, p\, L_q\, \Omega\, i_q + \frac{1}{L_d}\, v_d \tag{3.14}$$

avec v_d l'entrée de commande, $p\, L_q\, \Omega\, i_q$ représentant le terme de couplage entre l'axe d et l'axe q. On pose

$$v_d = -p\, L_q\, \Omega\, i_q + v_d^* \tag{3.15}$$

avec v_d^* une nouvelle entrée. On peut remarquer que cette loi de commande est non linéaire. On obtient alors

$$\frac{di_d}{dt} = \frac{-R_s}{L_d}\, i_d + \frac{1}{L_d}\, v_d^*. \tag{3.16}$$

La dynamique entre i_d et v_d^* est représentée par un système du premier ordre s'écrivant sous la forme de la fonction de transfert suivante

$$G(s) = \frac{I_d(s)}{V_d^*} = \frac{\dfrac{1}{R_s}}{1 + \dfrac{L_d}{R_s} s}$$

avec $T_d = \dfrac{L_d}{R_s}$ la constante de temps du courant i_d. Une boucle de commande linéaire de type PI est utilisée pour asservir i_d. Le schéma bloc de la régulation du courant i_d est montré Figure 3.10.

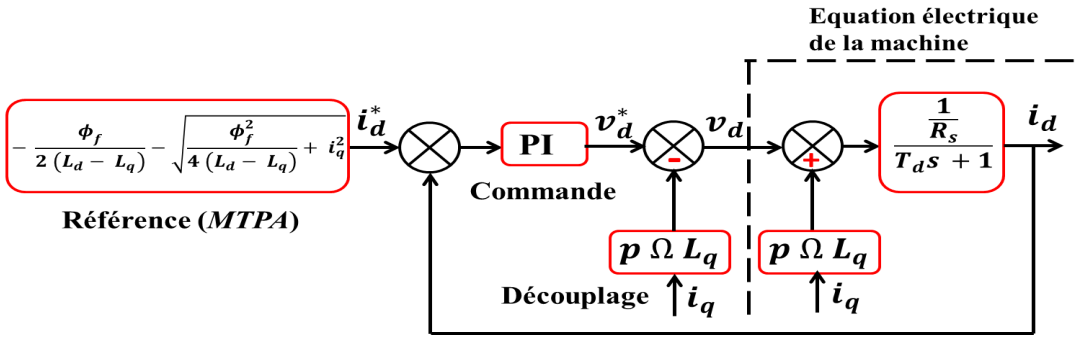


FIGURE 3.10 : Principe de la commande du courant i_d.

La fonction de transfert du correcteur PI contrôlant le courant i_d peut se mettre sous la forme

$$C_d(s) = K_{pd}\left(1 + \frac{1}{T_d \cdot s}\right) \tag{3.17}$$

avec K_{pd} le gain du correcteur. La fonction de transfert du système en boucle ouverte s'écrit alors

$$\begin{aligned} G_{od}(s) &= \frac{I_d(s)}{V_d^*(s)} \times \frac{V_d^*(s)}{I_d^*(s)} = K_{pd}\left(1+\frac{1}{T_d\cdot s}\right) \times \frac{\frac{1}{R_s}}{T_d\cdot s+1} \\ &= \frac{K_{pd}}{L_d\cdot s} \end{aligned} \tag{3.18}$$

La fonction de transfert en boucle fermée est alors décrite par

$$\begin{aligned} G_{cd}(s) &= \frac{I_d(s)}{I_d^*(s)} = \frac{K_{pd}}{L_d\cdot s+K_{pd}} \\ &= \frac{1}{\tau_d\cdot s+1} \end{aligned} \tag{3.19}$$

avec $\tau_d = \dfrac{L_d}{K_{pd}}$ la constante de temps du système en boucle fermée. En supposant que τ_d^* est la constante de temps désirée, le gain K_{pd} pour l'asservissement du courant i_d est donné par

$$K_{pd} = \frac{L_d}{\tau_d^*} \tag{3.20}$$

Remarque 3.2. *Tout cela est vrai que si le système (3.14) est parfaitement connu. En cas de perturbations, la régulation PI ne saura être parfaitement efficace, c'est à dire que la réponse du système en boucle fermée ne sera pas exactement celle escomptée. Par conséquent, le courant i_d ne suivra pas parfaitement la référence i_d^* de la manière souhaitée, et le couple Γ_{em} ne sera pas optimal.* ***Pour cette raison, afin de pallier ces inconvénients, il sera proposé dans la suite une commande robuste type backstepping****.*

Loi de commande pour le courant i_q.

La dynamique du courant i_q s'écrit à partir de (3.13)

$$\frac{di_q}{dt} = \frac{-R_s}{L_q}\,i_q - \frac{1}{L_q}\,p\,L_d\,\Omega\,i_d - p\,\phi_f\,\Omega + \frac{1}{L_q}\,v_q. \tag{3.21}$$

avec v_q l'entrée de commande. En posant

$$v_q = v_q^* + p\,\Omega\,L_d\,i_d + p\,\phi_f\,\Omega \tag{3.22}$$

avec v_q^* une nouvelle entrée. Comme précédemment, on peut remarquer que cette loi de commande est non linéaire. On obtient

$$\frac{di_q}{dt} = \frac{-R_s}{L_q}\,i_q + \frac{1}{L_q}\,v_q^*. \tag{3.23}$$

La dynamique entre i_q et v_q^* est représentée par un système du premier ordre. De la même manière que pour le courant i_d, une commande de type PI est utilisée pour commander i_q, le schéma de commande du courant i_q étant donné par la Figure 3.11. On définit $T_q = \dfrac{L_q}{R_s}$

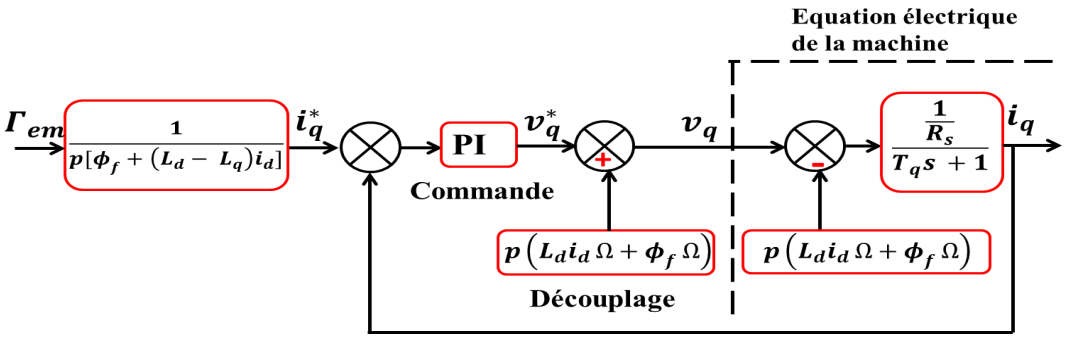


FIGURE 3.11 : Principe de la commande du courant i_q.

la constante de temps du courant i_q. La fonction de transfert du correcteur PI pour le courant i_q s'écrit

$$C_q(s) = K_{pq}\left(1 + \frac{1}{T_q \cdot s}\right) \tag{3.24}$$

avec K_{pq} le gain du correcteur. La fonction de transfert du système en boucle ouverte s'écrit

$$\begin{aligned} G_{oq}(s) &= \frac{i_q}{v_q^*} \times \frac{v_q^*}{i_q^*} = K_{pq}\left(1 + \frac{1}{T_q \cdot s}\right) \times \frac{\frac{1}{R_s}}{T_q\, s + 1} \\ &= \frac{K_{pq}}{L_q \cdot s} \end{aligned} \tag{3.25}$$

La fonction de transfert en boucle fermée s'écrit alors

$$\begin{aligned} G_{cq}(s) &= \frac{i_q}{i_q^*} = \frac{K_{pq}}{L_q \cdot s + K_{pq}} \\ &= \frac{1}{\tau_q \cdot s + 1} \end{aligned} \tag{3.26}$$

avec $\tau_q = \dfrac{L_q}{K_{pq}}$ la constante de temps du système en boucle fermée. En posant que τ_q^* est la constante désirée, le gain K_{pq} doit être réglé comme

$$K_{pq} = \frac{L_q}{\tau_q^*}. \tag{3.27}$$

Le courant de référence i_q^* s'écrit (voir (3.4))

$$i_q^* = \frac{\Gamma_{em}}{p\left[\phi_f + (L_d - L_q)\, i_d\right]} \tag{3.28}$$

avec Γ_{em} la sortie du régulateur de vitesse, détaillé ci-après.

Loi de commande pour la vitesse Ω.

Comme dit précédemment, la boucle du courant i_q est imbriquée dans la boucle de vitesse (voir Figure 3.9). Cependant, le temps de réponse de la boucle interne (i_q) est plus rapide

que la boucle de vitesse de rotation. La vitesse de rotation est ainsi commandée, via une action sur le couple de la machine, à une référence optimale afin de maintenir le ratio de vitesse λ à la valeur optimale (Section 3.3.1). La régulation de la vitesse de rotation est également assurée par un régulateur PI (Figure 3.12). Ceci permet à l'éolienne de fonctionner à son régime optimal avec un coefficient de puissance C_p le plus élevé possible au regard des conditions de vent [15]-[36]. D'après le Chapitre 2, la dynamique de la vitesse de rotation est donnée

$$\dot{\Omega} = \frac{1}{J}\left(\Gamma_m - \Gamma_{em} - f_v\,\Omega\right). \tag{3.29}$$

La commande Γ_{em} est un régulateur PI défini par

$$\Gamma_{em} = \left[K_{p\Omega} + \frac{K_{i\Omega}}{s}\right]\cdot(\Omega^* - \Omega) \tag{3.30}$$

avec Ω^* la vitesse de référence définie par la stratégie *MPPT* (voir Section 3.3.1). Le couple mécanique Γ_m est proportionnel au carré de la vitesse du vent (Section 2.2.2-(2.9)). Aussi, le couple Γ_m, qui apparaît égal au couple aérodynamique (voir (2.20)), est influencé par la variation de la vitesse de vent. Le régulateur est alors conçu afin de compenser l'effet négatif des fluctuations du vent.

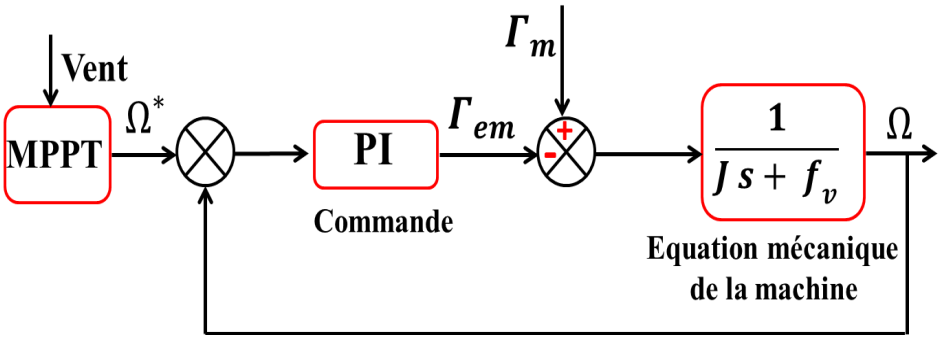


FIGURE 3.12 : Principe de la commande de la vitesse de rotation.

La fonction de transfert du système en boucle fermée peut être écrite sous la forme suivante [19]

$$\Omega = C(s)\cdot\Omega^* + D(s)\cdot\Gamma_m \tag{3.31}$$

avec $C(s)$ et $D(s)$ respectivement la fonction de transfert par rapport à la référence Ω^* et la fonction de transfert par rapport au couple mécanique Γ_m. Ces fonctions s'écrivent [19]

$$\begin{aligned} C(s) &= \frac{K_{p\Omega}\cdot s + K_{i\Omega}}{J\cdot s^2 + (K_{p\Omega} + f_v)\,s + K_{i\Omega}} \\ D(s) &= \frac{s}{J\cdot s^2 + (K_{p\Omega} + f_v)\,s + K_{i\Omega}} \end{aligned} \tag{3.32}$$

avec $K_{p\Omega}$, $K_{i\Omega}$ respectivement le gain proportionnel et intégral du correcteur. Afin d'atténuer l'effet de Γ_m, le gain $K_{i\Omega}$ doit être élevé [19].

Remarque 3.3. *Le calcul du régulateur PI de la vitesse introduit un zéro dans la fonction de transfert $C(s)$ par rapport à la référence de vitesse Ω^* (voir (3.32)). Afin de compenser l'effet de ce zéro de la fonction de transfert du système en boucle fermée, la référence Ω^* doit être filtrée.*

Les gains $K_{p\Omega}$ et $K_{i\Omega}$ sont réglés à partir des caractéristiques désirées du système en boucle fermée, qui est un système du deuxième ordre et des paramètres mécaniques de l'éolienne, à savoir l'inertie totale J et le coefficient des frottements visqueux f_v [95]-[19]. On obtient

$$\begin{aligned} w_n^2 &= \frac{K_{i\Omega}}{J} \\ 2 \cdot \xi \cdot w_n &= \frac{K_{p\Omega} + f_v}{J} \end{aligned} \tag{3.33}$$

avec w_n^2, ξ respectivement la pulsation propre et l'amortissement du système en boucle fermée. On fixe w_n et ξ afin d'avoir un temps supérieur à la dynamique du courant i_q (condition de la régulation en cascade). Ainsi, les gains $K_{p\Omega}$ et $K_{i\Omega}$ sont déterminés par

$$\begin{aligned} K_{p\Omega} &= 2 \cdot \xi \cdot w_n \cdot J - f_v \\ K_{i\Omega} &= w_n^2 \cdot J \end{aligned} \tag{3.34}$$

Les gains des commandes type PI sont donnés dans la Table 3.1.

Grandeurs commandées	**Paramètres PI**
Vitesse de rotation Ω	$K_{p\Omega} = 4.1 \cdot 10^5, \quad K_{i\Omega} = 13.4 \cdot 10^5$
Courant direct i_d	$K_{pd} = 10, \quad K_{id} = 0.01$
Courant quadrature i_q	$K_{pq} = 20, \quad K_{iq} = 0.5$

TABLE 3.1 : Paramètres des commandes basées sur correcteurs PI.

3.4.4 Commandes basées *backstepping* [6]

3.4.4.1 Introduction

Le domaine de fonctionnement d'un régulateur PI est limité en raison de son domaine d'opération réduit. Cette régulation doit donc être ajustée pour des points de fonctionnement bien spécifiques [28]. En présence de perturbations et incertitudes paramétriques, les performances du régulateur PI peuvent se retrouver réduites. Dans les systèmes éoliens, cela a des conséquences sur la quantité et la qualité de la puissance produite. De plus, les parties mécanique et électrique de l'éolienne ont un comportement non linéaire. Aussi, afin de garantir un bon fonctionnement de l'éolienne vis-vis des variations du vent et des incertitudes du modèle, un schéma de commande de type *backstepping* est proposé dans la suite.

La commande type *backstepping* est une méthode systématique permettant de concevoir une commande robuste pour une large classe de systèmes non linéaires incertains. Le terme *backstepping* fait référence à la nature récursive de sa procédure de conception [96]. Depuis

son apparition [76]-[97], cette méthode a été appliquée à de nombreux domaines d'application. L'idée de base est de transformer le système, après un bouclage, en un ensemble de sous-systèmes imbriqués, des lois de commande « virtuelles » étant définies pour chaque sous-système. La procédure de calcul de la commande intègre plusieurs étapes : ainsi, dans un premier temps, un sous-système est considéré, pour lequel une loi de commande virtuelle est construite. Ensuite, étape par étape, le système est étendu jusqu'à l'apparition explicite de la commande réelle. À chaque étape, une fonction candidate de Lyapunov est conçue afin d'assurer la convergence de chacun des sous-systèmes. L'utilisation de l'approche type Lyapunov permet d'assurer la stabilité asymptotique du système complet [52].

Dans ce qui suit, l'approche *backstepping* est utilisée pour commander la vitesse de rotation ainsi que les courants i_d et i_q de la génératrice synchrone. **On rappelle que les commandes type *backstepping* ont pour vocation d'être une alternative aux approches type PI précédentes.**

La vitesse de rotation Ω et le courant i_q sont asservis de telle sorte que la puissance soit optimale. Le courant direct i_d est quant à lui asservi à une valeur permettant d'obtenir un couple électromagnétique maximal. Le schéma de commande est similaire au précédent (Figure 3.9), à ceci près que les blocs PI sont remplacés par des blocs *backstepping* (Figure 3.13). On rappelle que ces lois de commande sont utilisées pour la commande de l'éolienne dans la zone II.

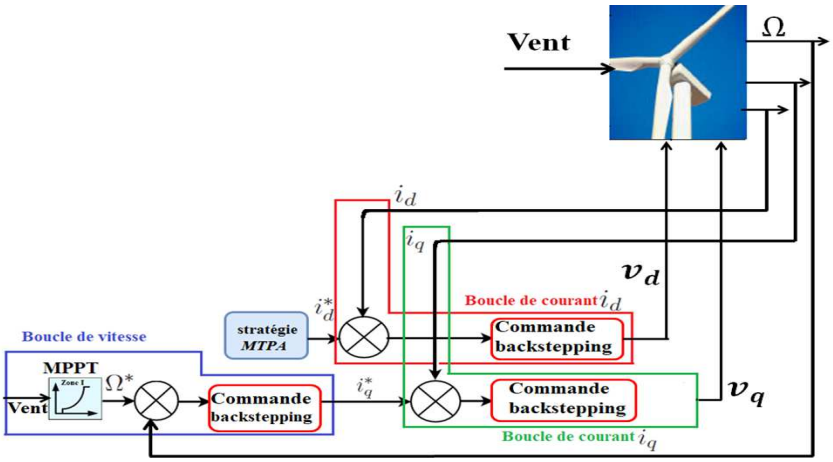


FIGURE 3.13 : Schéma global de la commande vectorielle de l'éolienne en zone II, avec utilisation de régulateurs *backstepping* (Figure inspirée de [28]).

L'implémentation de la commande type *backstepping* comprend trois étapes. À chaque étape, une erreur de suivi de la variable commandée est nécessaire pour le calcul de la fonction candidate de Lyapunov. À la première étape, on considère la vitesse de rotation Ω, et sa convergence vers la consigne Ω^* est assurée via une entrée virtuelle i_q^*. Cette dernière devient alors la référence pour la deuxième étape, et ainsi de suite jusqu'à voir explicitement apparaître les entrées « réelles » v_q et v_d. On rappelle ici les équations du

système

$$\begin{aligned}
\dot{\Omega} &= \frac{1}{J}\left(\Gamma_m(V,\Omega,\beta) - \Gamma_{em} - f_v\,\Omega\right)\\
\Gamma_{em} &= p\,(L_d - L_q)\,i_d\,i_q + p\,\phi_f\,i_q.\\
\frac{di_d}{dt} &= \frac{-R_s}{L_d}\,i_d + \frac{1}{L_d}\,p\,L_q\,\Omega\,i_q + \frac{1}{L_d}\,v_d\\
\frac{di_q}{dt} &= \frac{-R_s}{L_q}\,i_q - \frac{1}{L_q}\,p\,L_d\,\Omega\,i_d - p\,\phi_f\,\Omega + \frac{1}{L_q}\,v_d
\end{aligned} \tag{3.35}$$

Loi de commande pour la vitesse Ω.

En notant Ω^* la vitesse de référence calculée grâce à la méthode *MPPT*, l'erreur de vitesse s'écrit

$$z_\Omega = \Omega^* - \Omega. \tag{3.36}$$

La dynamique de cette erreur de vitesse s'écrit

$$\dot{z}_\Omega = \dot{\Omega}^* - \dot{\Omega}. \tag{3.37}$$

À partir des expressions (3.35), en notant i_q^* la référence du courant i_q qui sera explicitée ci-après, on obtient

$$\dot{z}_\Omega = \dot{\Omega}^* - \frac{1}{J}\Gamma_m + \left[\frac{p}{J}\,(L_d - L_q)i_d + \frac{p}{J}\,\phi_f\right] i_q^* + \frac{f_v}{J}\Omega. \tag{3.38}$$

Soit la fonction candidate de Lyapunov

$$V_\Omega = \frac{1}{2}\,z_\Omega^2\,, \tag{3.39}$$

sa dérivée temporelle est

$$\dot{V}_\Omega = z_\Omega\left(\dot{\Omega}^* - \frac{1}{J}\Gamma_m + \left[\frac{p}{J}\,(L_d - L_q)i_d + \frac{p}{J}\,\phi_f\right] i_q^* + \frac{f_v}{J}\Omega\right). \tag{3.40}$$

En posant que la commande virtuelle i_q^* est choisie comme

$$i_q^* = \frac{J}{p\,\phi_f + p(L_d - L_q)i_d}\left[-k_\Omega\,z_\Omega - \dot{\Omega}^* - \frac{f_v}{J}\,\Omega + \frac{1}{J}\,\Gamma_m\right], \tag{3.41}$$

l'expression (3.40) devient

$$\dot{V}_\Omega = -k_\Omega z_\Omega^2 \tag{3.42}$$

avec k_Ω une constante positive à fixer. Vu que la dynamique $\dot{V}_\Omega$ est négative, cela assure que z_Ω converge vers 0. Bien entendu, cela est effectif si i_q converge vers i_q^*, ce qui est l'objet de la seconde étape.

Loi de commande du courant i_q.

L'entrée de commande virtuelle i_q^* définie précédemment est utilisée dans cette étape afin de calculer la loi de commande réelle v_q. L'erreur du courant i_q est définie par

$$z_q = i_q^* - i_q. \tag{3.43}$$

Une fonction de Lyapunov candidate est définie par

$$V_q = V_\Omega + \frac{1}{2} z_q^2 . \tag{3.44}$$

Sa dynamique est donnée par

$$\begin{aligned} \dot{V}_q &= -k_\Omega z_\Omega^2 + z_q \left(\frac{di_q^*}{dt} - \frac{di_q}{dt} \right) \\ &= -k_\Omega z_\Omega^2 + z_q \left(\frac{di_q^*}{dt} + \frac{R_s}{L_q} i_q + \frac{p\, L_d}{L_q} \Omega\, i_d + \frac{p\, \phi_f}{L_q} \Omega - \frac{1}{L_q} v_q \right). \end{aligned} \tag{3.45}$$

La loi de commande assurant la convergence de i_q vers i_q^* est choisie de la manière suivante

$$v_q = L_q \left[k_q\, z_q + \frac{di_q^*}{dt} + \frac{R_s}{L_q} i_q + \frac{p\, L_d}{L_q} \Omega\, i_d + \frac{p\, \phi_f}{L_q} \Omega \right] . \tag{3.46}$$

Aussi, la dynamique de V_q devient

$$\dot{V}_q = -k_\Omega\, z_\Omega^2 - k_q\, z_q^2 \leqslant -\overline{K}_q\, V_q$$

où $\overline{K}_q = min\{k_\Omega, k_q\}$. Pour résumer, la loi de commande v_q permet au courant i_q de suivre la référence i_q^*, *i.e.* $i_q \longrightarrow i_q^*$. Étant donné que la référence i_q^* a été calculée de telle sorte que la vitesse Ω suive sa référence Ω^*, le premier objectif de la commande est atteint, *i.e.* $\Omega \longrightarrow \Omega^*$. À noter que la commande de la boucle de vitesse nécessite le réglage de deux paramètres k_Ω et k_q. Vu qu'il s'agit d'une grandeur électrique i_q d'une part et d'une grandeur mécanique Ω d'autre part, ce réglage doit assurer plus de rapidité sur la commande de i_q que sur la commande de Ω.

Loi de commande du courant i_d.

Le courant direct i_d est asservi à une référence notée i_d^*, déterminée par la technique de maximisation de couple *MTPA* (voir Section 3.4.1) afin d'exploiter au maximum le couple de la machine. Étant donné l'erreur de courant définie par

$$z_d = i_d^* - i_d\,, \tag{3.47}$$

la fonction candidate de Lyapunov associée s'écrit

$$V_d = \frac{1}{2} z_d^2 . \tag{3.48}$$

La dérivée temporelle de V_d est

$$\begin{aligned} \dot{V}_d &= z_d \left(\frac{di_d^*}{dt} - \frac{di_d}{dt} \right) \\ &= z_d \left(\frac{di_d^*}{dt} + \frac{R_s}{L_d} i_d - \frac{p\, L_q}{L_d} \Omega\, i_q - \frac{1}{L_d} v_d \right). \end{aligned} \tag{3.49}$$

En choisissant la commande v_d comme suit

$$v_d = L_d \left[k_d\, z_d + \frac{di_d^*}{dt} + \frac{R_s}{L_q}\, i_q - \frac{p\, L_d}{L_q}\, \Omega\, i_d - \frac{p\, \phi_f}{L_q}\, \Omega \right], \tag{3.50}$$

on obtient

$$\dot{V}_d \;=\; -k_d z_d^2 \leqslant -k_d\, V_d \tag{3.51}$$

avec k_d une constante positive. La loi de commande v_d garantit alors que le courant i_d suive la valeur désirée, *i.e.* $i_d \longrightarrow i_d^*$.

3.4.5 Commande de l'angle de calage (zone III)

La commande de l'angle de calage est destinée à contrôler l'éolienne en zone III (voir Section 3.3.2). Elle est utilisée afin de protéger l'éolienne lorsque le vent excède sa valeur nominale. Pour le cas des éoliennes à vitesse et angle de calage variables, la modification de l'angle de calage sert à diminuer le coefficient de puissance afin de pouvoir limiter la production de puissance [24]-[15]-[38]. Un autre rôle prépondérant de cette commande, est qu'il contribue à la réduction des charges de fatigue et des efforts sur la structure [59]-[33]. Le schéma de principe de la commande de l'angle de calage est donné Figure 3.14.

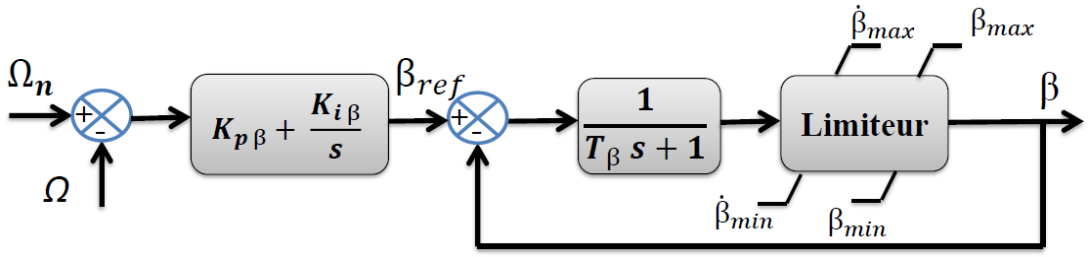


FIGURE 3.14 : Principe de commande de l'orientation des pales (schéma inspiré de [29]).

Le système d'actionnement de la rotation des pâles de l'éolienne est modélisé par un système de premier ordre [15]

$$\dot{\beta} \;=\; -\frac{1}{T_\beta}\,\beta + \frac{1}{T_\beta}\,\beta_{ref} \tag{3.52}$$

avec T_β la constante de temps (généralement autour de $0.2\,s$) [61] et β_{ref} l'angle de référence qui représente l'entrée de commande. La formulation du modèle (3.52) suppose qu'il y a une boucle de régulation interne pour l'angle de calage ; le gain statique est égal à 1, *i.e.* l'asservissement de β vers β_{ref} est idéal en précision, avec un temps de réponse égal à $3\,T_\beta$. Dans le cas présent, β_{ref} est fourni par le régulateur de vitesse (voir Figure 3.14).

Le régulateur de vitesse est conçu pour commander la vitesse de rotation Ω à sa valeur nominale Ω_n. En effet, dans la zone III, l'objectif étant de limiter la puissance produite, cet objectif peut être atteint en limitant la vitesse Ω. Le signal d'erreur $\Omega_n - \Omega$ est fourni au régulateur qui génère alors un angle de référence β_{ref}. Si la vitesse Ω est (transitoirement) supérieure à Ω_n, l'angle de calage augmente afin de dégrader le coefficient de puissance. Le régulateur de vitesse de type PI est de la forme

$$\beta_{ref} = K_{p\beta}\,(\Omega_n - \Omega) + K_{i\beta} \int_0^t (\Omega_n - \Omega)\, d\tau \tag{3.53}$$

avec $K_{p\beta}$ et $K_{i\beta}$ les gains à régler. Le système d'orientation des pales est associé à des blocs de saturations comme le montre la Figure (3.14)

$$\begin{aligned} \beta_{min} &\leq \beta \leq \beta_{max} \\ \dot{\beta}_{min} &\leq \dot{\beta} \leq \dot{\beta}_{max} \end{aligned} \tag{3.54}$$

avec β_{min}, β_{max} respectivement les valeurs minimale et maximale de l'angle de calage. Par ailleurs, afin d'avoir une réponse réaliste, une limitation de la vitesse de l'angle ($\dot{\beta}_{min}$, $\dot{\beta}_{max}$) est prise en compte. Comme cela a été mentionné précédemment, dans le cadre de cette thèse, l'angle β est limité entre $\beta_{min} = 2°$ et $\beta_{max} = 90°$ et sa vitesse entre $\dot{\beta}_{min} = -10\,°/s$ et $\dot{\beta}_{max} = +10\,°/s$ [98]. Afin de réduire les charges et les efforts sur la structures, les limites du système de l'orientation des pales ne sont pas atteintes pendant le fonctionnement normale de l'éolienne [38].

3.5 Simulations et analyse

Les stratégies de commande décrites précédemment ont été appliquées sur une éolienne de $2\,MW$ dont les paramètres sont décrits en Annexe A (Table A.1). Le modèle complet (éolienne + commande) a été développé sous Matlab/Simulink. Différents scénarios ont été considérés dans les zones de fonctionnement II et III. Dans la zone II, les commandes basées sur l'approche *backstepping* ont été comparées à des commandes PI. Dans la zone III, comme décrit précédemment, un régulateur PI est conçu afin d'agir sur l'angle de calage. Afin d'assurer une commutation douce entre les zones II et III, le couple Γ_{em}, qui assure l'asservissement de la vitesse dans la zone II, continue à commander la vitesse dans l'inter-zone mais à une référence constante égale à $90\,\%\,\Omega_n$. Cette commande est considérée pour une vitesse de vent comprise entre $90\,\%\,V_n$ et $100\,\%\,V_n$. Dans l'inter-zone, les mêmes commandes de la zone II sont appliquées. Ceci permet d'éviter les forts dépassement des valeurs nominales de la vitesse Ω et du couple Γ_{em} qui peuvent générer des oscillations, au niveau de l'arbre de transmission.
Les charges mécaniques agissant sur la structure sont systématiquement évaluées par l'évaluation des valeurs maximales et de l'écart-type du couple électromagnétique Γ_{em} [66]-[74]. Ces valeurs sont calculées, sur le temps complet de la simulation, en utilisant les commandes « *max* » et « *std* » de Matlab.

Les gains des régulateurs sont donnés en Annexe A (Table A.2).

Remarque 3.4. *Toutes les simulations supposent que l'éolienne est orientée face au vent.*

3.5.1 Scénario 1 : fonctionnement en charge partielle (zone II)

Pour ce test, la vitesse du vent est modélisée par un terme constant égal à $9.5\,m/s$ auquel s'ajoute un terme de type bruit blanc représentant les variations de la vitesse du vent. Le profil du vent pour ce scénario est représenté Figure 3.15-Haut.

Avec cette vitesse du vent, l'éolienne fonctionne en dessous de sa vitesse nominale, ce qui correspond à la zone II. La Figure 3.15-Bas montre le coefficient de puissance C_p obtenu par la commande type *backstepping* d'une part, et par la commande type PI d'autre part.

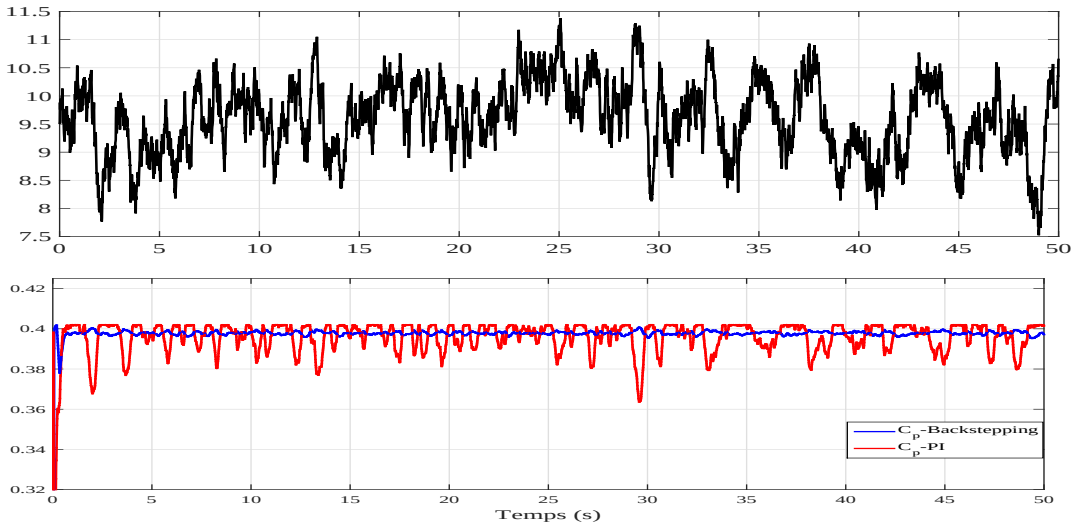


FIGURE 3.15 : **Scénario 1-Haut :** Vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Coefficient de puissance C_p obtenu par les commandes type *backstepping* (bleu) et PI (rouge) en fonction du temps (s).

Le coefficient de puissance (Figure 3.15-Bas) est maintenu autour de sa valeur maximale $C_p^{max} = 0.4$ (voir Annexe A (Table A.1)) par la commande type *backstepping* (courbe bleu de la Figure 3.15-Bas) en dépit des variations du vent. Ce coefficient est plus affecté lorsque l'éolienne est commandée par la commande type PI (courbe rouge de la Figure 3.15-Bas). L'approche type *backstepping* semble donc plus robuste aux variations de vent.

La vitesse de rotation Ω et l'erreur associée sont représentées Figure 3.16. Un bon suivi de la vitesse de référence Ω^* est obtenu par les deux stratégies de commande ; néanmoins, un dépassement important est remarqué à l'instant initial avec la commande PI.

Les courants électriques i_d et i_q, ainsi que les tensions v_d et v_q, sont affichés respectivement Figures 3.17 et Figure 3.18. Dans un souci de dépassement de la puissance nominale de la génératrice $(2\,MW)$, la puissance électrique instantanée P_e est calculée à l'instant $t = 25\,s$ et comparée avec la puissance nominale de l'éolienne. La puissance électrique instantanée (obtenues avec la commande type *backstepping*) est définie par

$$P_e(t) = v_d(t)\,i_d(t) + v_q(t)\,i_q(t) \simeq 1.626MW < P_n \quad (P_n = 2\,MW) \tag{3.55}$$

avec $v_d(t)$, $v_q(t)$, $i_d(t)$, $i_q(t)$ respectivement les tensions et les courants instantanés prélevés à l'instant $t = 25\,s$ (voir Table 3.2).
Les tensions électriques v_a, v_b et v_c ainsi les courants i_a, i_b et i_c sont montrés Figure 3.19.
La Figure 3.20 montre la puissance électrique instantanée ainsi le couple électromagnétique. À partir de la Figure 3.20–Bas, il est observé que le couple électromagnétique est légèrement plus oscillant avec la commande type PI (courbe noire). En cas d'un vent fortement fluctuant, la régulation type PI pourrait alors exciter l'arbre mécanique de l'éolienne, augmentant aussi les charges sur la structure, et réduisant la qualité de la puissance.

Afin d'être plus clair, la Table 3.3 résume les performances principales des deux stratégies. À partir de cette table, l'écart type (STD) et la valeur maximale (Max) du couple élec-

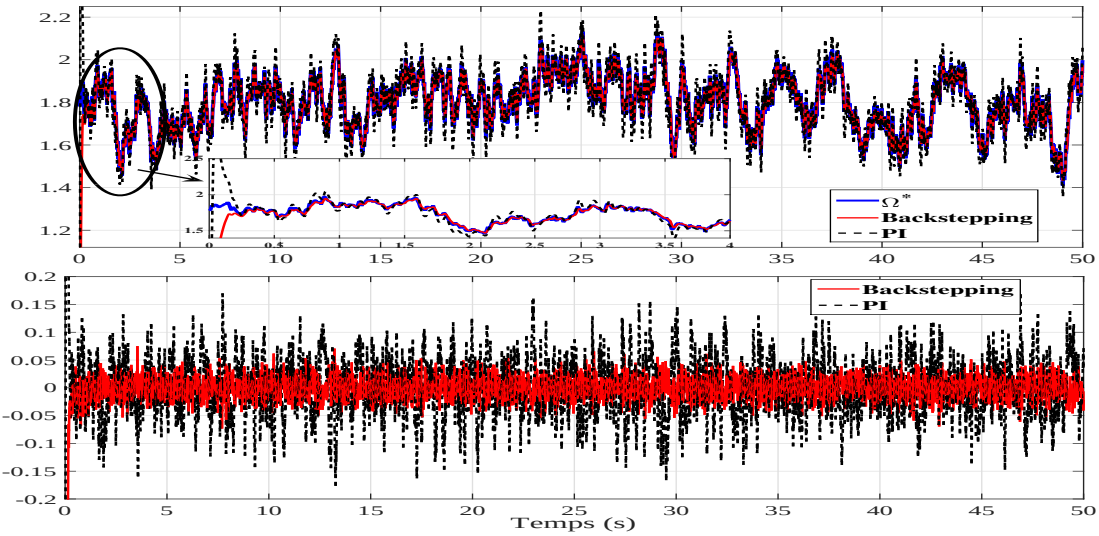


FIGURE 3.16 : **Scénario 1-Haut :** Vitesses de rotation Ω (rad/s) et vitesse de référence Ω^* en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur de vitesse $\Omega - \Omega^*$ (rad/s) en fonction du temps (s).

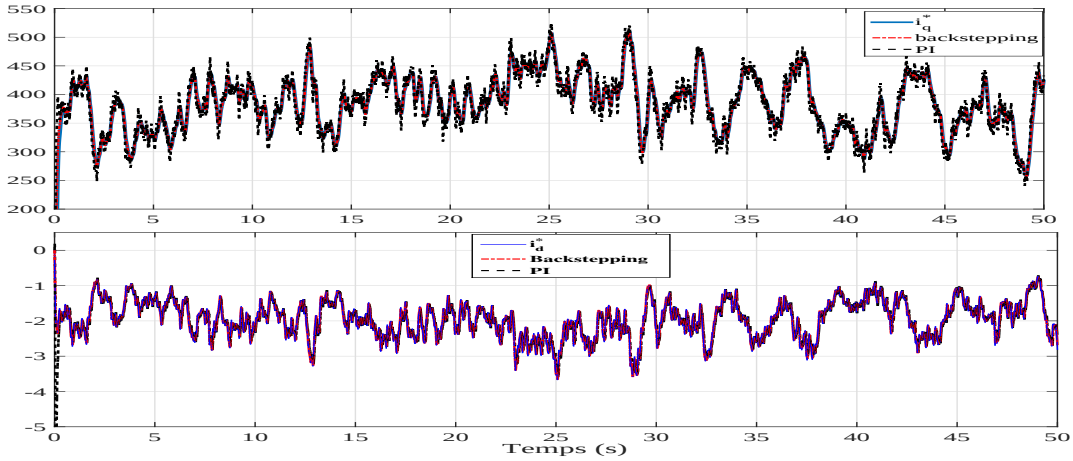


FIGURE 3.17 : **Scénario 1-Haut :** Courant i_q (A) en fonction du temps (s). **Bas :** Courant i_d (A) en fonction du temps (s)

Grandeurs mesurées	**valeurs instantanées**
Tension v_d	$-45.2\,V$
Tension v_q	$3.11\,kV$
Courant i_d	$-3.5\,A$
Courant i_q	$522.7\,A$

TABLE 3.2 : Valeurs instantanées des tensions et des courants obtenues par la commande type *backstepping* à l'instant $t = 25\,s$.

tromagnétique servent à évaluer les oscillations du couple électromagnétique Γ_{em} qui se traduisent en charges mécaniques sur la structure. La puissance moyenne produite par les

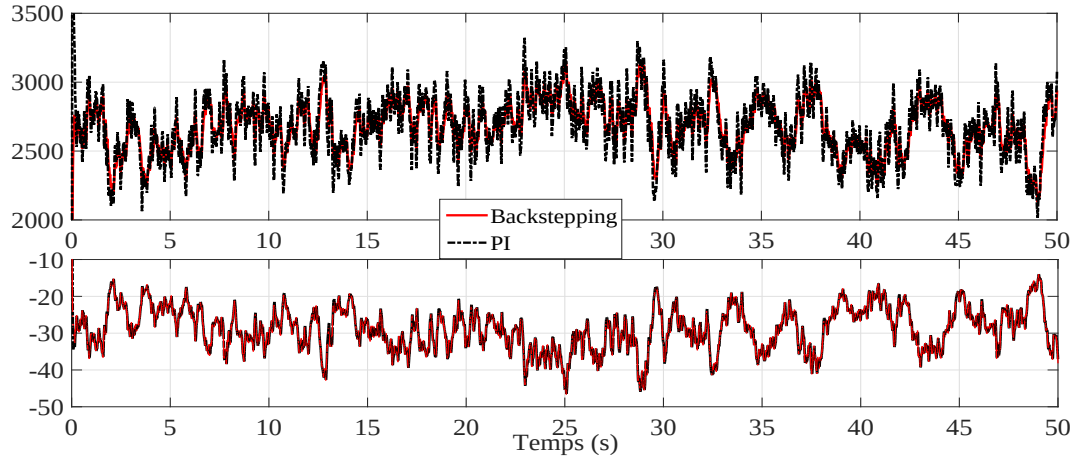


FIGURE 3.18 : **Scénario 1-Haut :** Entrée v_q (V) en fonction du temps (s). **Bas :** Entrée v_d (V) en fonction du temps (s)

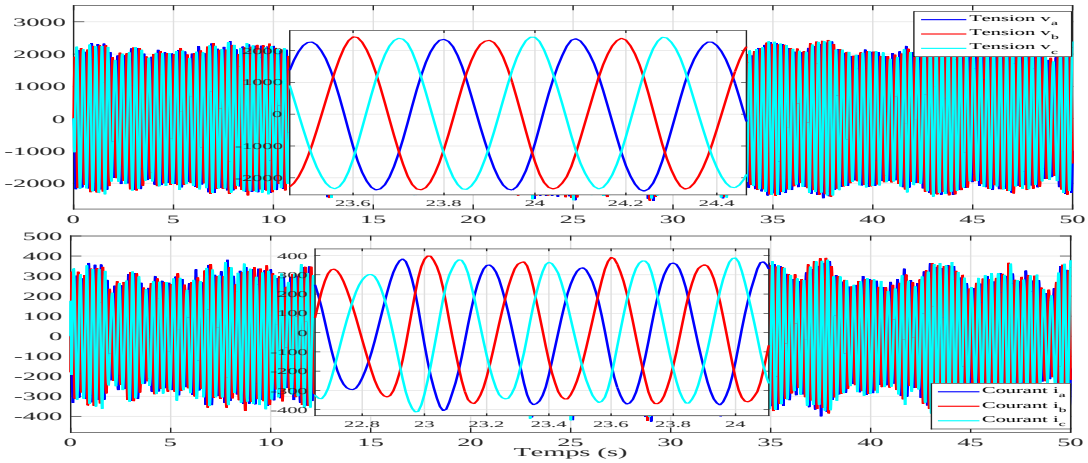


FIGURE 3.19 : **Scénario 1-Haut :** Tensions de phase v_a, v_b, v_c (V) obtenues par la commande *backstepping* en fonction du temps (s). **Bas :** Courants de phase i_a, i_b, i_c (A) obtenues par la commande *backstepping* en fonction du temps (s).

deux stratégies de commandes est calculée par la valeur moyenne du produit du couple électromagnétique Γ_{em} par la vitesse de rotation Ω, à l'aide de la commande « *mean* » de Matlab. La Table 3.3 confirme que les deux stratégies assurent une production de la puissance quasiment égale. Néanmoins, la commande type *backstepping* semble plus apte à réduire les charges sur la structure, étant donné que cette commande réduit la valeur maximale et l'écart type du couple électromagnétique.

Stratégie de commande	**PI**	***Backstepping***	**Variation *Backstepping*/PI**
Max Γ_{em} $(kN.m)$	781	750	$-4\,\%$
STD Γ_{em} $(kN.m)$	78.03	70.52	$-9.6\,\%$
Puissance moyenne (MW)	1.0352	1.0385	$+0.32\,\%$

TABLE 3.3 : **Scénario 1.** Comparaison des deux commandes.

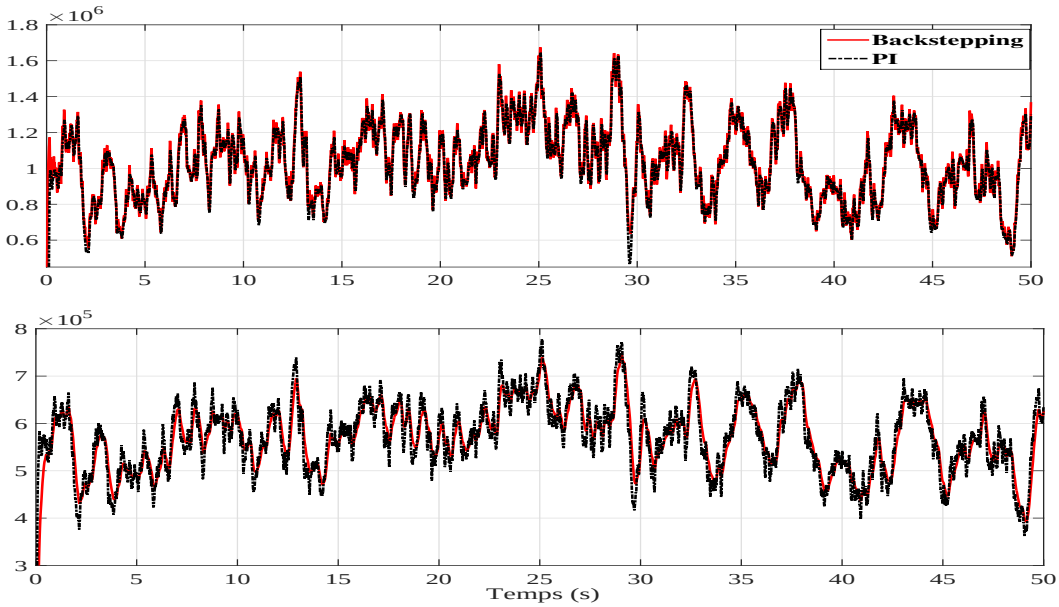


FIGURE 3.20 : **Scénario 1-Haut :** Puissance électrique (W) en fonction du temps (s). **Bas :** Couple électromagnétique Γ_{em} ($N.m$) en fonction du temps (s).

3.5.2 Scénario 2 : fonctionnement en pleine charge (zone III)

Ce scénario utilise le même profil de vent que le scénario précédent, mais avec une amplitude supérieure à la vitesse nominale (qui est de $12\,m/s$). Ainsi, la valeur moyenne est fixée à $14\,m/s$ (voir Figure 3.21) au lieu de $9.5\,m/s$ pour le cas précédent. Lorsque la

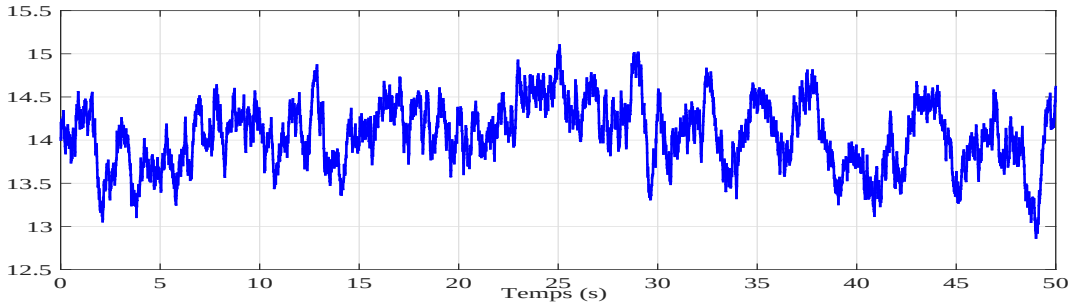


FIGURE 3.21 : **Scénario 2**-Vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (s).

vitesse du vent dépasse la valeur nominale, le rotor de l'éolienne ne cesse d'extraire de la puissance du vent, ce qui aurait pour conséquence de produire une puissance supérieure à la puissance nominale de la génératrice. Afin d'empêcher ceci, les pales sont actionnées afin de modifier les coefficients aérodynamiques et donc de limiter la puissance produite. Pour rappel, le système de positionnement des pales est assuré par une commande PI (voir Section 3.3.2). La Figure 3.22-Bas montre la variation de l'angle de calage et son influence sur le coefficient de puissance (voir Figure 3.22-Haut).

Dans cette phase, la vitesse de rotation est commandée à sa valeur nominale (voir Figure 3.23). La puissance électrique est donnée par la Figure 3.24 et est maintenue autour de sa valeur nominale ce qui était l'objectif afin de préserver l'intégrité de l'éolienne.

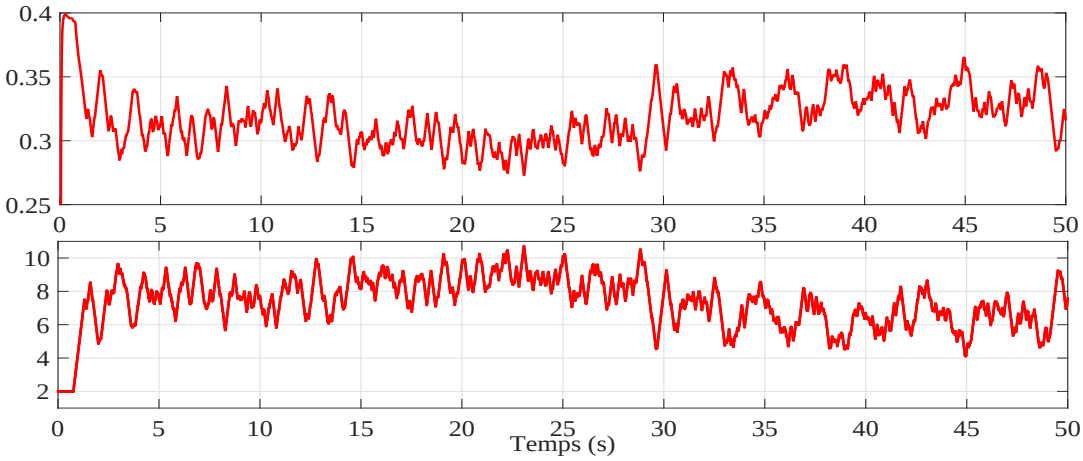


FIGURE 3.22 : **Scénario 2-Haut :** Coefficient de puissance C_p en fonction du temps (s). **Bas :** angle de calage des pales β (°) en fonction du temps (s).

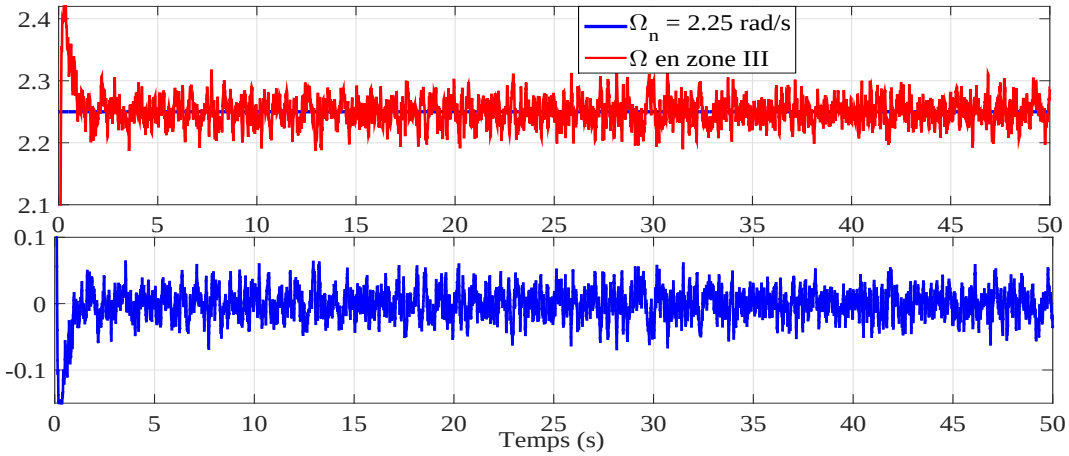


FIGURE 3.23 : **Scénario 2-Haut :** Vitesse de rotation Ω (rad/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur de vitesse (rad/s) en fonction du temps (s).

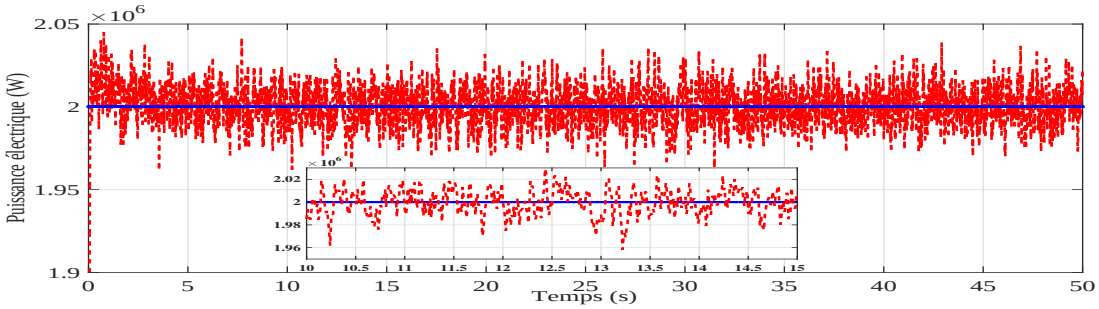


FIGURE 3.24 : **Scénario 2**-Puissance électrique produite en zone III (W) en fonction du temps (s).

3.5.3 Scénario 3 : fonctionnement dans les deux zones et dans l'inter-zone

Après avoir étudié et analysé séparément le fonctionnement de l'éolienne dans les zones II et III, ce scénario simule le comportement de l'éolienne lorsque les deux modes peuvent survenir. Aussi, le choix a été fait de simuler un profil du vent regroupant les deux scénarios précédents. La vitesse du vent (Figure 3.25) est maintenant modélisée par [99]

$$V = V_1 + 0.5 + 0.5\,sin(0.5\,t) + 0.25\,cos(t) \tag{3.56}$$

avec V_1 la vitesse de vent utilisée dans les scénarios 1 et 2, c'est à dire avec une valeur moyenne fixée à $12m/s$. Pour rappel, dans ce test, le système est commandé dans les deux zones, avec une commutation douce dans l'inter-zone. La condition de commutation est

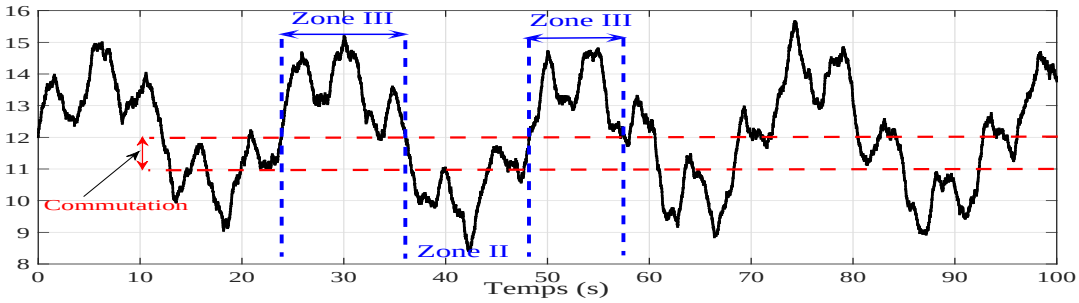


FIGURE 3.25 : **Scénario 3**-Vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (s).

basée sur la valeur nominale du vent $(12m/s)$; en dessous de 90 % de cette vitesse, on applique le fonctionnement de la zone II, alors qu'au dessus de cette vitesse nominale, on applique le fonctionnement de la zone III. Pour une vitesse de vent comprise entre 90 % et 100 % de la vitesse nominale, on applique le même fonctionnement que la zone II, en contrôlant la vitesse de rotation à une référence égale à 90 % Ω_n.
Afin de faciliter la lecture de l'analyse des résultats de simulations, la terminologie suivante sera utilisée

- Stratégie 1 : PI (zone II) + PI (inter-zone) + PI (zone III),
- Stratégie 2 : *backstepping* (zone II) + *backstepping* (inter-zone) + PI (zone III).

Les principaux résultats pour ce scénario sont présentés Figures 3.26-3.27-3.28. Ces résultats sont obtenus en associant la commande implémentée en zone III avec les deux conçues pour la zone II.
En dessous de la vitesse nominale $(12\,m/s)$, la vitesse de rotation Ω est commandée par une action sur le couple électromagnétique et indirectement par la commande v_q, tandis que l'angle de calage β est maintenu à la valeur optimale $\beta_{opt} = 2°$ [25]. Une fois la vitesse du vent nominale dépassée, la vitesse de rotation est commandée à la vitesse nominale Ω_n par une action sur β. L'angle β est actionné (Figure 3.26-Haut) pour dégrader le coefficient de puissance C_p (Figure 3.26-Bas). L'angle de calage β est limité entre une valeur minimale optimale $\beta_{min} = 2°$ (qui correspond à la valeur maximale de C_p) et une valeur maximale $\beta_{min} = 90°$ afin de protéger la structure [25]. Comme le montre la Figure 3.26-Haut, le maximum de l'angle de calage β est plus grand lorsque l'éolienne est commandée

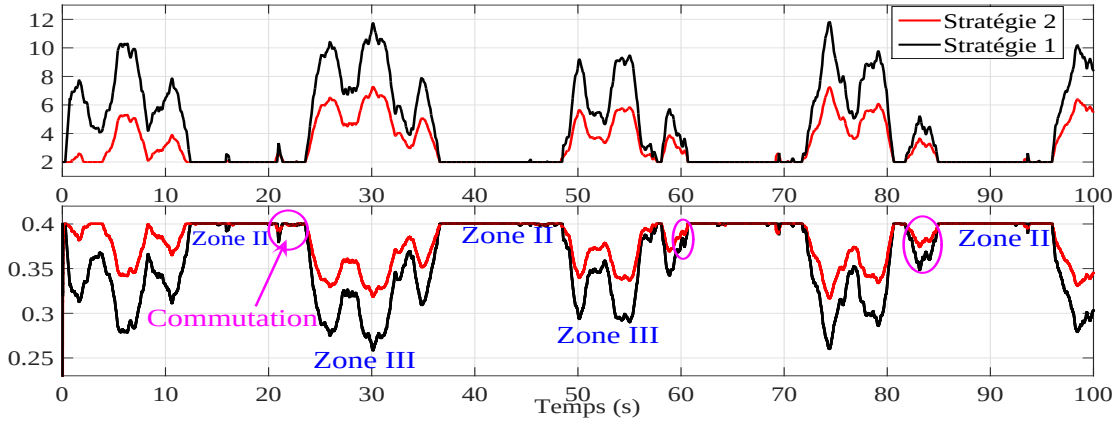


FIGURE 3.26 : **Scénario 3-Haut :** Coefficient de puissance C_p en fonction du temps (s). **Bas :** Angle de calage des pales β $(°)$ en fonction du temps (s).

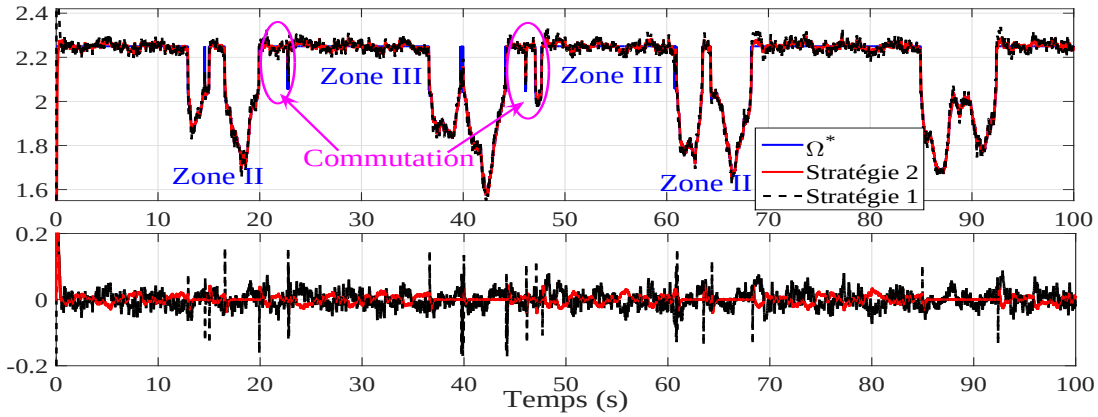


FIGURE 3.27 : **Scénario 3-Haut :** Vitesse de rotation Ω (rad/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur de vitesse (rad/s) en fonction du temps (s).

par la Stratégie 1, ce qui donne une chute plus importante du coefficient de puissance.

La vitesse de rotation et l'erreur associée sont montrées Figure 3.27. L'erreur de vitesse est faible avec les deux stratégies. La Figure 3.28 montre les couples électromagnétiques et les puissances électriques. Lors de la commutation entre les zones II et III, on constate que les ondulations sont plus fortes avec la Stratégie 1. Afin de montrer clairement la différence entre les deux stratégies utilisées, la Table 3.4 résume les principales performances.

Stratégie de commande	Stratégie 1	Stratégie 2	Variation Stratégie 2/Stratégie 1
Max Γ_{em} $(k.N.m)$	907.75	898	$-1.07\,\%$
STD Γ_{em} $(k.N.m)$	120.02	97.31	$-18.9\,\%$
Puissance moyenne (MW)	1.7355	1.746	$+0.6\,\%$

TABLE 3.4 : **Scénario 3** : Comparaison des performances obtenues avec les deux stratégies.

La valeur de la puissance moyenne est égale à $1.746\,MW$ dans le cas de la Stratégie 2, alors qu'elle est égale à $1.7355\,MW$ avec la Stratégie 1. La différence de puissance est

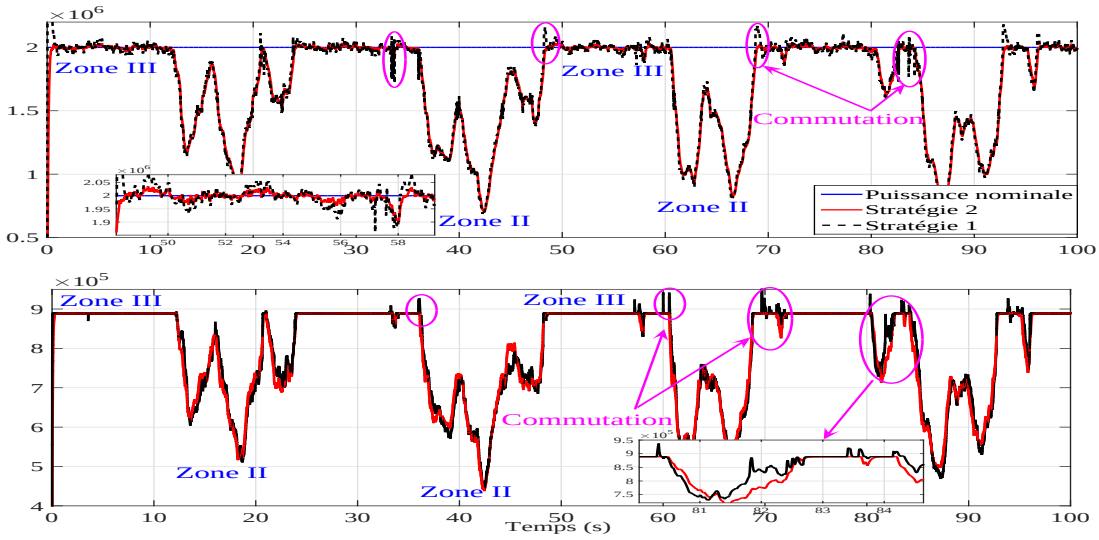


FIGURE 3.28 : **Scénario 3-Haut :** Puissance électrique (W) en fonction du temps (s). **Bas :** Couple électromagnétique Γ_{em} $(N.m)$ en fonction du temps (s).

donc estimée à $10.5\,kW$, c'est à dire $=\ 0.6\,\%$ (relativement faible). Néanmoins, il apparaît plus intéressant d'utiliser la Stratégie 2 car la valeur maximal et surtout l'écart type du couple électromagnétique Γ_{em} sont plus faibles sans aucune chute notable de puissance. La réduction importante $-\,18.9\,\%$ de l'écart type par l'utilisation de la stratégie 2 est un élément primordiale pour la protection de la structure.

3.5.4 Scénario 4 : test de robustesse

Afin d'évaluer la robustesse des lois de commande, le scénario 3 est considéré en ajoutant des erreurs de modélisation et des bruits de mesures.

Incertitudes paramétriques.

On suppose que l'inertie totale J[2] présente une incertitude de $+20\,\%$: cela signifie que les stratégies de commande sont appliquées à un système qui a une inertie $20\,\%$ plus importante que celle supposée dans la synthèse de la commande. Les principaux résultats de ce test sont montrés Figures 3.29-3.30- 3.31.

Avec la Stratégie 1, l'écart de vitesse a augmenté par rapport au scénario 3 (voir la courbe noire de la Figure 3.29-Bas), alors qu'il est maintenu au même niveau avec la Stratégie 2. L'angle de calage (Figure 3.30) a augmenté avec les deux stratégies, mais de façon plus importante avec la Stratégie 1. L'augmentation de l'angle de calage entraîne une diminution du coefficient de puissance, qui est plus importante avec la Stratégie 1 (voir courbe noire Figure 3.30-Bas.
La Table 3.5 résume les performances obtenues. En comparant avec la Table 3.4 du scénario précédent, la valeur de l'écart-type du couple électromagnétique Γ_{em} varie fortement avec la Stratégie 1, *i.e.* la valeur passe de 120.02 $kN.m$ à 142.5 $kN.m$; cela signifie que le couple est sujet à de plus fortes oscillations. La Stratégie 2 semble plus robuste vis-à-vis

[2]Le choix de l'erreur s'est portée sur l'inertie car il s'agit de la grandeur influant le plus sur la dynamique de l'éolienne.

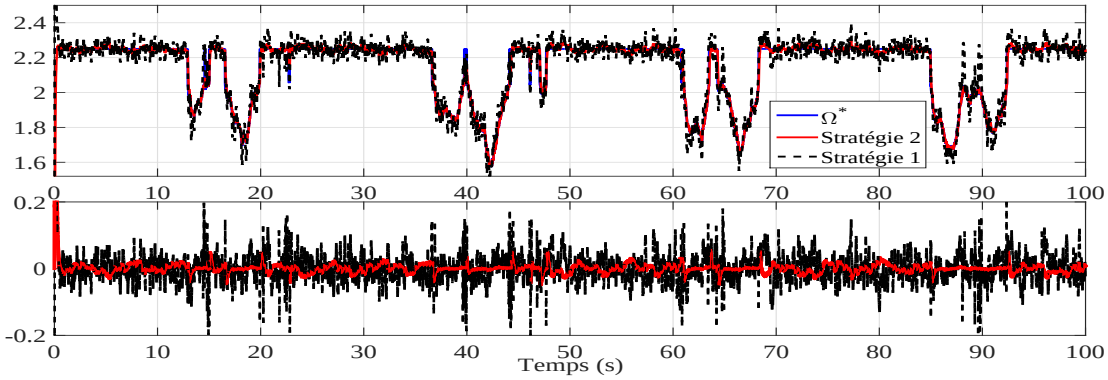


FIGURE 3.29 : **Scénario 4 avec erreur de modélisation-Haut :** Vitesse de rotation Ω (rad/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur en vitesse (rad/s) en fonction du temps (s).

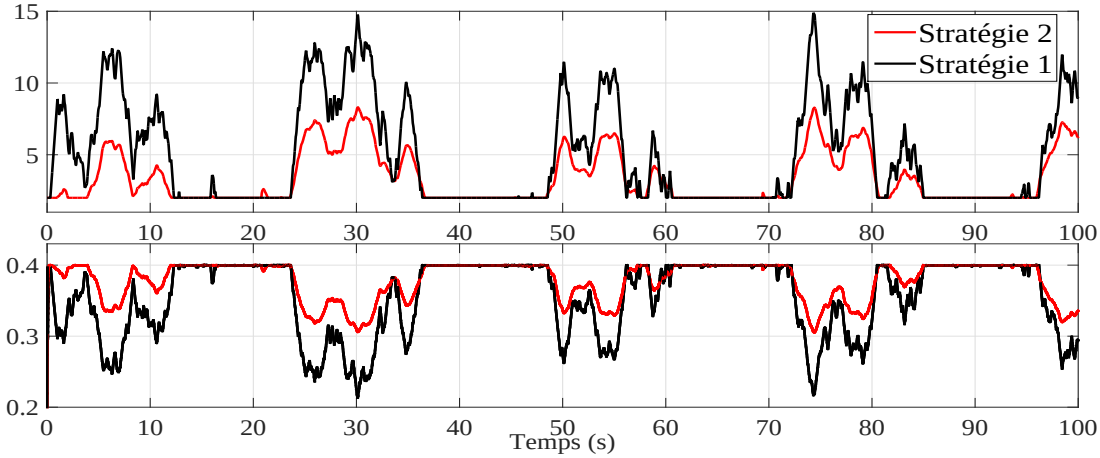


FIGURE 3.30 : **Scénario 4 avec erreur de modélisation-Haut :** Coefficient de puissance C_p en fonction du temps (s). **Bas :** Angle de calage des pales β (°) en fonction du temps (s).

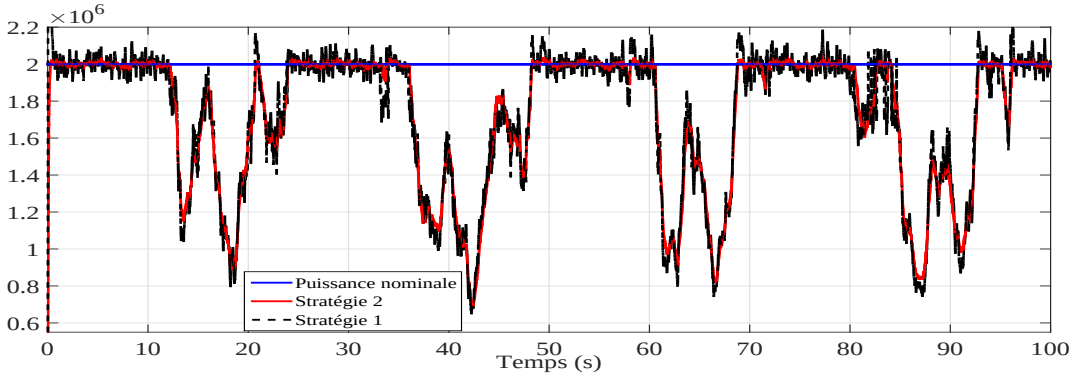


FIGURE 3.31 : **Scénario 4 avec erreur de modélisation**-Puissance électrique (W) en fonction du temps (s).

des erreurs de modélisation : en effet, l'augmentation de l'écart type du couple électromagnétique est plus faible.

Stratégie de commande	Stratégie 1	Stratégie 2	Variation Stratégie 2/Stratégie 1
STD Γ_{em} $(k.N.m)$	131.65	106.11	$-19.4\,\%$
Puissance moyenne (MW)	1.723	1.7394	$+0.95\,\%$

TABLE 3.5 : **Scénario 4 avec erreur de modélisation.** Comparaison des performances obtenues avec les deux stratégies.

Bruits de mesure.

Pour ce test, on maintient le Scénario 3 en ajoutant des bruits de mesure de type bruit blanc, d'une intensité de 10 % par rapport aux grandeurs réelles mesurées (la vitesse de rotation et le couple aérodynamique). Il est constaté, à partir de la Figure 3.32 que la Stratégie 1 est plus affectée par ces bruits. L'erreur de vitesse augmente par rapport au Scénario 3 (voir courbe noire de la Figure 3.32-bas). Une comparaison des principales

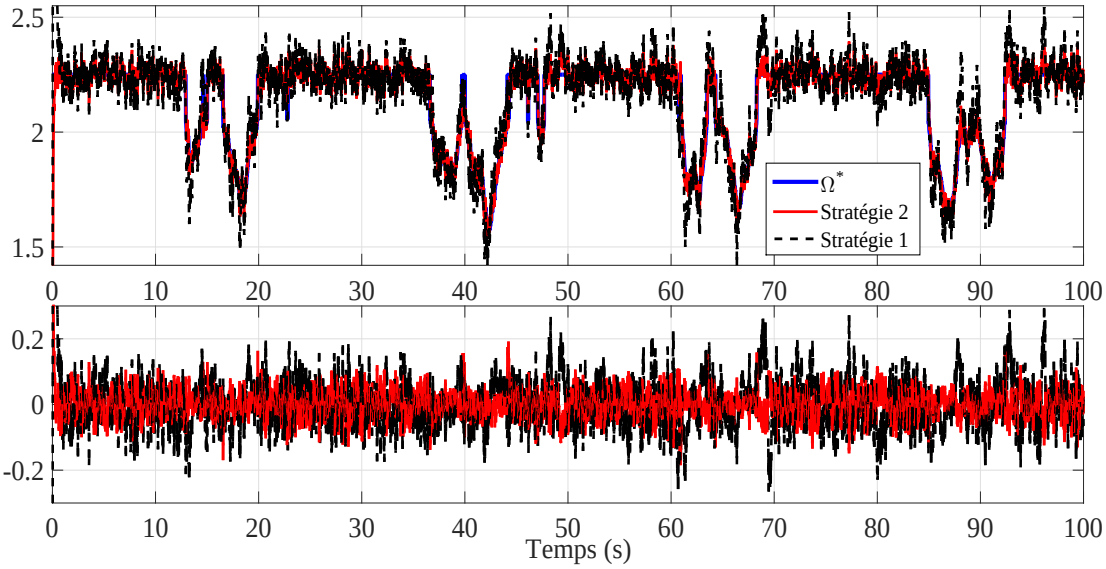


FIGURE 3.32 : **Scénario 4 avec bruits de mesure-Haut :** Vitesse de rotation Ω (rad/s) en fonction du temps (s). **Bas :** Erreur de vitesse (rad/s) en fonction du temps (s).

performances est présentée dans la Table 3.6. On constate que la valeur de l'écart-type de Γ_{em} augmente de façon plus importante avec la Stratégie 1. Le niveau de puissance chute mais de façon limitée. D'après l'analyse de la Table 3.6, il apparaît que la Stratégie 2 est plus appropriée en terme de réduction de charge, d'extraction de puissance et de robustesse par rapport aux différentes perturbations (erreur de modélisation et bruits de mesure).

Stratégie de commande	Stratégie 1	Stratégie 2	Variation Stratégie 2/Stratégie 1
STD Γ_{em} $(k.N.m)$	144.25	122.6	$-15\,\%$
Puissance moyenne (MW)	1.708	1.721	$+0.76\,\%$

TABLE 3.6 : **Scénario 4 avec bruits de mesure**-Comparaison des performances obtenues avec les deux stratégies.

3.6 Conclusion

Dans ce chapitre, deux architectures de commandes ont été développées pour commander une éolienne à vitesse et angle de calage des pales variables, dans différentes zones de fonctionnement. Dans la première zone (appelée zone II), l'objectif principal est l'optimisation de la puissance produite. Pour cela, une commande type *backstepping* a été comparée avec une commande type PI. Une stratégie de maximisation du couple a été associée à ces deux commandes afin de maximiser la puissance générée par la génératrice.
Dans la zone III, la commande du système d'orientation des pales est assurée par un régulateur PI. Afin de permettre à l'éolienne de commuter d'une zone à l'autre, la vitesse de rotation est commandée, jusqu'à 90 % de sa vitesse nominale, par l'ajustement du couple électromagnétique. Ceci a pour objectif d'atténuer les oscillations de la vitesse, le couple, et la puissance autour de leurs valeurs nominales.
La dernière partie de ce chapitre a été dédiée à la simulation et l'analyse de l'action de ces commandes. Il a été montré qu'il est possible de commander l'éolienne avec des vitesses de vent variables, par l'association des commandes de la zone II et de la zone III. La comparaison des performances, à partir de l'analyse de la puissance produite et des oscillations du couple électromagnétique, a montré que l'approche basée sur une commande type *backstepping* (zone II) associée à la commande type PI (zone III) est plus adaptée pour faire face aux différentes perturbations et incertitudes (variations du vent, erreur de modélisation, bruits de mesure), et offre la possibilité d'obtenir de meilleures performances énergétiques, dans de bonnes conditions de sécurité pour la structure.

II

Étude d'une nouvelle structure d'éolienne double

Après avoir présenté dans la partie précédente la modélisation et la commande d'une éolienne standard, cette partie sera consacrée à la commande d'une nouvelle structure d'éolienne. Il s'agit d'un concept original d'éolienne à double rotor appelé SEREO [30]. Cette structure a été brevetée par un cabinet d'architecture navale situé à Nantes, France. L'originalité de cette structure réside dans le fait qu'elle peut pivoter face au vent sans l'utilisation d'un actionneur dédié, et ce grâce à la dissymétrie des forces aérodynamiques des turbines la composant.
Cette partie du manuscrit détaille des contributions importantes de la thèse. Elle est composée de deux chapitres (4 et 5), dans lesquels des architectures de commande sont proposées pour ce nouveau système. Deux approches ont été proposées : la première présentée dans le Chapitre 3 est basée sur la commande de la partie mécanique de l'éolienne. Dans ce cas, les angles de calage des pales sont commandés de telle sorte à avoir des forces aérodynamiques différentes pour les deux turbines, ce qui permet à la structure de pivoter sur le mât, et ainsi d'orienter les éoliennes face au vent. La deuxième approche présentée dans le Chapitre 5 consiste à générer des puissances différentes par les deux génératrices. Cela entraînera des différences de traînée au niveau des turbines, et par la suite une rotation de la structure.
Différentes lois de commande (robustes et non linéaires) seront présentées afin de répondre aux différents objectifs, tel que l'optimisation de la puissance produite, l'orientation du système et la robustesse face aux différentes perturbations (variation du vent, erreurs de modélisation, variation paramétriques, ...). Il faut noter que, avant ce travail de thèse, aucune architecture de commande n'avait été proposée pour cette structure innovante.

4

Commande d'une éolienne double par le différentiel des angles de calage des pales

4.1 Introduction

Afin de tirer pleinement profit de l'énergie du vent, et donc d'avoir le meilleur rendement possible, l'alignement des éoliennes face au vent doit être garanti [100]. Néanmoins, la plupart des travaux se sont focalisés sur l'optimisation et la limitation de la puissance produite [33]-[25]-[101]-[71]-[66]-[102]-[59]. Par contre, l'alignement de la nacelle face au vent [100]-[103]-[37]-[104], bien que peu traité, peut être considéré comme un problème résolu grâce à un actionneur dédié.
En effet, la majorité des éoliennes possède un système motorisé, placé au niveau de la nacelle, permettant à cette dernière de s'orienter en fonction des variations de la direction du vent. Le contrôle via ce système d'actionnement, qui n'est pas réellement un problème, permet de corriger le désalignement entre l'axe vertical de l'éolienne et la direction du vent. Le mécanisme d'orientation de la nacelle est bien adapté aux éoliennes de faible et moyenne puissance [105]-[37]. Lorsqu'il s'agit d'éoliennes de forte puissance, l'orientation, qui est basée sur un mécanisme similaire, devient plus complexe à cause de la masse importante de la nacelle placée au-dessus du mât [105]. Ceci peut impliquer alors plus de maintenance et augmenter les risques de pannes. Néanmoins, il s'agit là de technologies bien éprouvées.

Dans le cas de SEREO, l'orientation doit être effectuée sans l'utilisation d'un actionneur, permettant ainsi de s'affranchir de certaines contraintes, notamment de maintenance. Au fil de ce chapitre, une approche pour commander l'orientation de la structure SEREO sera présentée, l'orientation devant se faire tout en maintenant une production optimale de la puissance des deux éoliennes.
Une partie de la modélisation présentée dans le Chapitre 2 va être utilisée afin de proposer une modélisation orientée contrôle du concept SEREO, et de synthétiser des lois de commande permettant de répondre aux attentes.

Pour résumer, les principales contributions de ce chapitre sont :

- modélisation orientée contrôle d'une nouvelle structure d'éolienne double (modèle aérodynamique, dynamique de l'angle d'orientation, modèle des génératrices électriques) ;
- proposition d'une architecture de commande permettant d'orienter la structure face au vent, sans utilisation d'un actionneur dédié, tout en optimisant la puissance produite ;
- synthèse de lois de commande robustes et non linéaires dans un environnement incertain et perturbé (erreur de modélisation, variations paramétriques, variations du vent) ;
- comparaison des performances entre les commandes proposées selon plusieurs scénarios.

4.2 Présentation du concept SEREO

La structure de l'éolienne double est montrée Figure 4.1. Ce concept appelé SEREO a été breveté par un cabinet d'architecture navale à Nantes, France [30]. La structure SEREO est destinée à être flottante ; néanmoins,étant donné que l'objectif de cette thèse est principalement de tester la faisabilité de l'architecture de commande, cette structure est supposée fixée au sol. Les deux turbines sont montées sur le même mât, l'ensemble de la structure pouvant pivoter librement [1] face au vent. Chaque éolienne est équipée d'une génératrice, de type synchrone à aimants permanents. Comme précisé précédemment, la rotation du bras portant les deux éoliennes est libre, il n'y a pas d'actionneur dédié pour la rotation de la structure, ce qui fait réellement l'originalité du concept SEREO. Dans le cas des structures standards, l'orientation face au vent se fait grâce à un actionneur d'orientation se trouvant au niveau de la nacelle, permettant à la structure de s'orienter face au vent [100]-[106].

Un des avantages de la structure SEREO vient du fait qu'elle nécessite moins d'entretien et que les risques de pannes peuvent être réduits, en raison de la suppression de l'actionneur de rotation. En outre, pour une puissance nominale donnée du système complet, particulièrement pour les éoliennes de fortes puissances, le fait d'avoir deux éoliennes sur le même mât est plus favorable en terme de masse/puissance qu'une éolienne simple avec une puissance doublée.

La question qui se pose maintenant est : comment peut-on orienter le système SEREO face au vent, tout en gardant une production optimale, sachant qu'il n'existe pas d'architecture de commande pour ce système ?

[1] Le terme « librement » doit se comprendre comme « sans actionnement ».

FIGURE 4.1 : Structure SEREO [30] composée de deux turbines.

4.3 Principe général

En considérant que le problème principal est le positionnement du système SEREO face au vent, deux cas sont envisagés : la structure est face au vent, et la structure n'est pas face au vent.

Cas 1 : la structure est face au vent. Lorsque le système est correctement orienté, les deux turbines doivent extraire du vent le maximum de puissance. La commande du système est semblable à celle des éoliennes standard (voir Chapitre 3). Il s'agit là de la commande dans la Zone II (Section 3.3.1), dans lequel l'objectif principal est l'optimisation de la puissance produite. Dans ce cas, les vitesses de rotation des deux éoliennes sont contrôlées par l'ajustement des couples électromagnétiques, de telle sorte à avoir un coefficient de puissance élevé pour les deux éoliennes.

Cas 2 : la structure n'est pas face au vent. Étant donné que le vent change de direction, la puissance produite n'est plus optimale à cause du désalignement de l'éolienne par rapport à la direction du vent. Si ce désalignement est important, une partie de l'énergie du vent risque de ne pas être captée. Afin de maintenir le système dans sa configuration optimale, c'est à dire face au vent, il est nécessaire de contrôler l'angle d'orientation de la structure par rapport à la direction du vent. Vu qu'elle ne dispose pas d'un actionneur dédié à l'orientation, il va falloir trouver un autre moyen afin de générer le mouvement.

L'idée est de pouvoir agir sur les forces de traînée des deux éoliennes. Grâce à un différentiel de traînée, le système pourra alors pivoter. Deux solutions seront proposées dans la suite afin de générer ce différentiel : une stratégie basée sur un différentiel entre les angles de calage des pales des deux éoliennes, et une autre basée sur un différentiel entre les couples électromagnétiques des deux génératrices. Dans ce chapitre, c'est la première solution qui sera présentée, tandis que la deuxième approche sera décrite dans le Chapitre 5.

Comme cela a été présenté précédemment, il existe un angle de calage de pale optimal permettant de maximiser la puissance produite des éoliennes. La modification des angles de calage des pales des deux éoliennes, par exemple de manière symétrique, peut créer une différence entre les coefficients aérodynamiques des deux rotors, et donc entre les forces

de traînée. Grâce à ce différentiel et à la rotation libre du bras portant les deux éoliennes, un déséquilibre apparaît : le couple ainsi généré entraîne la rotation de la structure.

Néanmoins, le fait de supprimer l'actionneur servant à l'alignement de l'éolienne face au vent et l'utilisation des angles de calage pour assurer cet alignement imposent un compromis entre la production d'énergie qui se veut optimale, et l'orientation du système. En effet, alors que la puissance produite est optimale en cas d'alignement de la structure face au vent, elle est sous-optimale pendant la rotation face au vent.

4.4 Modélisation de la structure SEREO [7]-[8]

Dans cette section, un modèle complet de la structure SEREO supposée à terre est détaillé. Il est composé d'une partie mécanique et d'une partie électrique. La partie mécanique regroupe le modèle aérodynamique, la dynamique des angles de calage des pales, et la dynamique de l'angle d'orientation. La partie électrique, composée de deux machines synchrones à aimants permanents, comprend les dynamiques des courants électriques, ainsi que les vitesses de rotation des génératrices. La modélisation de l'éolienne simple présentée dans la première partie de ce manuscrit va bien entendu être exploitée afin de décrire le modèle de SEREO.

4.4.1 Modèle mécanique

4.4.1.1 Modèle aérodynamique

Un schéma simplifié de la structure SEREO (vue du haut) est présenté Figure 4.2. Il est supposé que les deux turbines ont les mêmes caractéristiques. Dans la suite de ce mémoire, les deux éoliennes sont identifiées par un indice i, ($i \in \{1, 2\}$), ce qui donne « Éolienne 1 » et « Éolienne 2 ». Comme indiqué Figure 4.2, ψ est l'angle d'orientation du système par rapport à une direction fixe, par exemple le Nord, et est défini entre l'axe perpendiculaire au bras reliant les deux éoliennes et le Nord ; α est l'angle entre le Nord et la direction du vent. On peut d'ores-et-déjà noter ici que le système est face au vent quand $\psi - \alpha = 0$.

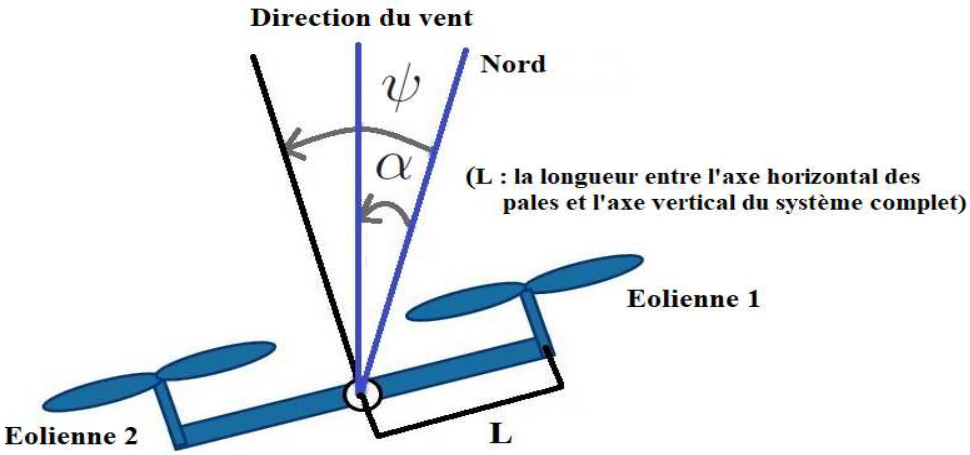


FIGURE 4.2 : Structure SEREO [30] vu du haut.

La puissance mécanique P_{ai} captée par l'éolienne i et le couple aérodynamique Γ_{ai} sont

donnés par ($i \in \{1, 2\}$)

$$\begin{aligned} P_{ai} &= \frac{1}{2} C_{p,i}(\lambda_i, \beta_i)\, \rho\, \pi\, R_t^2\, (V \cos(\psi - \alpha))^3 \\ \Gamma_{ai} &= \frac{1}{2} \frac{C_{t,i}(\lambda_i, \beta_i)}{\lambda_i}\, \rho\, \pi\, R_t^3\, (V \cos(\psi - \alpha))^2, \end{aligned} \tag{4.1}$$

avec R_t le rayon des pales, ρ la densité de l'air, V la vitesse du vent (supposée la vitesse réelle mesurée), β_i l'angle de calage des pales, et λ_i le ratio de vitesse défini par

$$\lambda_i = \frac{\Omega_i}{V \cos(\psi - \alpha)} R_t. \tag{4.2}$$

Remarque 4.1. *D'après (4.1), on voit bien que, si $\psi - \alpha = 0$, alors P_{ai} et Γ_{ai} sont maximales. Ces grandeurs ont été déjà définies précédemment (Chapitre 2-Section 2.2.2) mais dans le cas face au vent.*

Le coefficient de puissance $C_{p,i}$ et le coefficient de couple $C_{t,i}$ dépendent du ratio de vitesse et de l'angle de calage des pales [24]-[25], et s'écrivent

$$\begin{aligned} C_{p,i}(\lambda_i, \beta_i) &= c_1 (c_2\, a - c_3\, \beta_i - c_4)\, e^{-c_5\, a} \\ C_{t,i}(\lambda_i, \beta_i) &= \frac{C_{p,i}(\lambda_i, \beta_i)}{\lambda_i} \end{aligned} \tag{4.3}$$

avec

$$a = \frac{1}{\lambda_i + 0.08\, \beta_i} - \frac{0.035}{\beta_i^3 + 1}$$

et

$$c_1 = 0.22,\ c_2 = 116,\ c_3 = 0.4,\ c_4 = 12.5,\ c_5 = 21.$$

Remarque 4.2. *Les expressions des coefficients $C_{p,i}$ et $C_{d,i}$ et les constantes associées correspondant à l'éolienne, connectée à une génératrice synchrone d'une capacité de 2 MW, présentée dans [25].*

La Figure 4.3 représente l'évolution de $C_{p,i}$ et $C_{t,i}$ en fonction du ratio de vitesse λ_i et pour différents angle de calage des pales. L'objectif consistant à maximiser la puissance produite par les éoliennes, le système doit être commandé afin d'obtenir un coefficient $C_{p,i}$ maximal. Cela signifie que l'angle de calage β_i et le ratio λ_i doivent être ajustés afin d'atteindre cet objectif.

Dans cette partie, l'angle de calage est une variable fondamentale, dont le rôle va au delà de l'optimisation de la production électrique vu qu'il sera utilisé comme « actionneur » pour l'orientation de la structure face au vent. Il est donc nécessaire de trouver une solution « quasi optimale » afin de faire varier β_i tout en ayant un coefficient $C_{p,i}$ élevé en fonction de λ_i. Pour cela, la courbe noire (AB) de la Figure 4.3-Gauche a été choisie comme une « trajectoire » pour l'angle de calage. En effet, la courbe noire (AB) correspond aux coefficients de puissance optimaux pour différentes valeurs de β_i : il est évident que pour un ratio de vitesse donné λ_i, il existe un angle β_i tel que $C_{p,i}$ est maximal. Le long de cette courbe, grâce à l'application de la stratégie *MPPT* (détaillée dans la Partie I) [33], les éoliennes produisent une énergie maximale pour le couple (λ_i, β_i). Finalement, cette

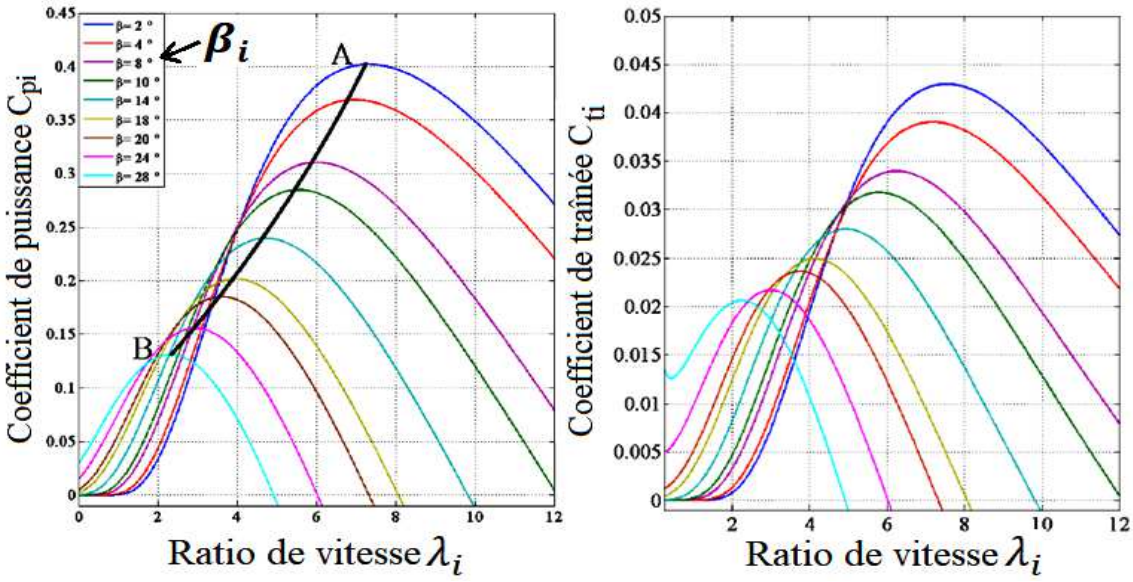


FIGURE 4.3 : **Gauche :** coefficient de puissance C_{pi} en fonction du ratio de vitesse λ_i pour différentes valeurs de l'angle de calage β_i. **Droite :** coefficient de traînée C_{ti} en fonction du ratio de vitesse λ_i pour différentes valeurs de l'angle de calage β_i.

courbe optimale (AB) permet de lier le ratio de vitesse λ_i à un angle de calage optimal β_i^{opt}, qui correspond alors à un coefficient de puissance optimal $C_{p,i}^{opt}$ [99]-[107]. En utilisant une interpolation polynomiale, ce lien peut être décrit par la fonction suivante

$$\beta_i^{opt} = \alpha_4\,\lambda_i^4 + \alpha_3\,\lambda_i^3 + \alpha_2\,\lambda_i^2 + \alpha_1\,\lambda_i + \alpha_0 \tag{4.4}$$

avec

$$\alpha_0 = -7.9378,\ \alpha_1 = 11.8415,\ \alpha_2 = 0.4421,\ \alpha_3 = -0.2810,\ \alpha_4 = 0.0219.$$

La force de traînée $F_{d,i}$ est exprimée par

$$F_{di} = \frac{1}{2}\,C_{d,i}(\lambda_i,\beta_i)\,\rho\,\pi\,R_t^2\,(V\cos(\psi-\alpha))^2 \tag{4.5}$$

Le coefficient de traînée $C_{d,i}$ est une fonction non linéaire du ratio de vitesse λ_i et de l'angle de calage β_i. À partir de [108], une approximation polynomiale au sens des moindres carrés est utilisée afin de définir $C_{d,i}$ par

$$C_{d,i}(\lambda_i,\beta_i) = \underbrace{a_0 + a_1\,\lambda_i + a_2\,\lambda_i^2 + a_3\,\lambda_i^3}_{\mathcal{A}_i} + \underbrace{\left(b_0 + b_1\ \lambda_i + b_2\ \lambda_i^2 + b_3\ \lambda_i^3\right)}_{\mathcal{B}_i}\cdot\beta_i \tag{4.6}$$

avec

$$a_0 = 0.25382,\ a_1 = -0.1369,\ a_2 = 0.04345,\ a_3 = -0.00263,$$
$$b_0 = -0.008608,\ b_1 = 0.0063,\ b_2 = -0.0015,\ b_3 = 0.000118.$$

4.4.1.2 Dynamique des angle de calages des pales

Les angles de calage des pales β_1 et β_2 doivent être modifiés afin d'agir sur les forces de traînée $F_{d,1}$ et $F_{d,2}$, permettant ainsi la rotation de la structure SEREO. Les dynamiques

de l'actionnement des pales des deux éoliennes peuvent être décrites par un système du premier ordre [99]-[36]

$$\begin{aligned} \dot{\beta}_1 &= \frac{1}{T_{\beta_1}}\beta_1^* - \frac{1}{T_{\beta_1}}\beta_1 \\ \dot{\beta}_2 &= \frac{1}{T_{\beta_2}}\beta_2^* - \frac{1}{T_{\beta_2}}\beta_2, \end{aligned} \tag{4.7}$$

avec $T_{\beta_1} = T_{\beta_2}$ les constantes de temps de l'actionnement des pales, et β_1^* et β_2^* les références des angles. Le modèle dynamique (4.7) suppose qu'il existe une boucle spécifique pour la commande des deux angles de calage. Il est supposé qu'il s'agit d'une technologie bien maîtrisée assurant la régulation des angles de calage. Le système en boucle fermée a donc la forme du système du premier ordre (4.7), et on a

$$\beta_i \longrightarrow \beta_i^*.$$

En d'autres termes, le gain statique de (4.7) est égal à 1, ce qui signifie que le positionnement des angles est efficace avec un temps de réponse pris en compte via les constantes de temps T_{β_1} et T_{β_2}. Dans notre cas, tout le challenge se concentre sur la détermination des références β_1^* et β_2^* afin d'assurer un comportement optimal du système.

Définition des angle de références β_1^* et β_2^*.

Les deux turbines doivent produire une énergie maximale. Comme mentionné précédemment, pour orienter le système face au vent, l'angle d'orientation doit être contrôlé afin d'éviter tout désalignement avec la direction du vent. Lorsque la structure est face au vent, les angle de calage des pales sont maintenus à leurs valeurs optimales β_1^{opt} et β_2^{opt} (4.4). Donc, les références des angles de calage sont définies par

$$\begin{aligned} \beta_1^* &= \beta_1^{opt}, \\ \beta_2^* &= \beta_2^{opt}. \end{aligned} \tag{4.8}$$

Cela signifie que les références β_1^* et β_2^* sont définies afin d'obtenir un coefficient de puissance $C_{p,i}$ le plus élevé pour le couple $(\lambda_i, \beta_i^{opt})$. Cela est obtenu aussi grâce à l'asservissement des deux vitesses de rotation Ω_1 et Ω_2 à leurs valeurs optimales (voir ci-après). Dans le cas où le vent change de direction, il est nécessaire de générer une différence entre les deux forces de traînée F_{d1} et F_{d2} par une action sur les angles de calage et leurs références. Dans ce but, on définit les références β_1^* et β_2^* par

$$\begin{aligned} \beta_1^* &= \beta_1^{opt} + \Delta\beta_1 \\ \beta_2^* &= \beta_2^{opt} + \Delta\beta_2, \end{aligned} \tag{4.9}$$

avec β_1^{opt} et β_2^{opt} définis à partir de (4.4), tandis que $\Delta\beta_1$ et $\Delta\beta_2$ sont considérés comme des entrées de commande contrôlant la rotation de la structure. Prenant en compte (4.9), l'expression (4.7) devient

$$\begin{aligned} \dot{\beta}_1 &= -\frac{1}{T_{\beta_1}}\beta_1 + \frac{1}{T_{\beta_1}}\left(\beta_1^{opt} + \Delta\beta_1\right) \\ \dot{\beta}_2 &= -\frac{1}{T_{\beta_2}}\beta_2 + \frac{1}{T_{\beta_2}}\left(\beta_2^{opt} + \Delta\beta_2\right). \end{aligned} \tag{4.10}$$

4.4.1.3 Dynamique de l'angle d'orientation

La dynamique de l'angle d'orientation du système SEREO autour de son axe vertical (ψ, voir Figure 4.2) est décrite par l'équation différentielle du deuxième ordre suivante

$$K_r\ddot{\psi} \;=\; -D_r\dot{\psi} + (F_{d1} - F_{d2}) \cdot L \tag{4.11}$$

avec K_r, D_r respectivement l'inertie et le coefficient de frottement associés au mouvement de rotation, L la longueur entre l'axe horizontal des pales et l'axe vertical du système complet (voir Figure 4.2).

Les hypothèses suivantes ont été considérées afin de définir cette dynamique :

- l'inertie K_r et le frottement D_r associés au mouvement de l'angle d'orientation sont connus ;
- les frottements secs et le coefficient de rigidité sont négligés ;
- le mât de la structure est fixe ; seule la partie supérieure, c'est à dire le bras portant les deux éoliennes, est en mouvement ;
- les deux éoliennes subissent le même vent.

Le terme $(F_{d1} - F_{d2}) \cdot L$ représente le couple induit par la différence $F_{d1} - F_{d2}$, ce couple agissant donc sur la dynamique de ψ et pouvant alors assurer la rotation de l'ensemble face au vent. Afin de pouvoir orienter la structure, la différence des forces de traînée ne doit pas être nulle. À partir des expressions (4.5)-(4.6), on a

$$\begin{aligned} F_{d1} - F_{d2} &= \frac{1}{2}\rho\,\pi\,(R_t\,V\,\cos(\psi-\alpha))^2\;(C_{d,1} - C_{d,2}) \\ &= \frac{1}{2}\rho\pi(R_t\,V\,\cos(\psi-\alpha))^2\;[\mathcal{A}_1 - \mathcal{A}_2 + \mathcal{B}_1\cdot\beta_1 - \mathcal{B}_2\cdot\beta_2]. \end{aligned} \tag{4.12}$$

Pour la suite des calculs et afin de simplifier l'écriture, on définit $\varphi(\psi, \beta_1, \beta_2, \lambda_1, \lambda_2)$ comme

$$F_{d1} - F_{d2} \;=\; \varphi \;=\; \mathcal{C}\,[\mathcal{A}_1 - \mathcal{A}_2 + \mathcal{B}_1\cdot\beta_1 - \mathcal{B}_2\cdot\beta_2] \tag{4.13}$$

avec

$$\mathcal{C} = \frac{1}{2}\rho\pi(R_t\,V\,\cos(\psi-\alpha))^2.$$

4.4.2 Modèle électrique

Les deux turbines de la structure SEREO sont supposées identiques et chacune d'elles est équipée d'une génératrice synchrone à aimants permanents. Cette dernière a été largement utilisée, grâce à son efficacité et à son couple plus élevé, dans différentes applications

(automobiles, conversion d'énergie) [109]. Son modèle mathématique standard, dans le repère tournant d, q, est donné par [36]-[3]

$$\begin{aligned}
\dot{i}_{di} &= \frac{-R_s}{L_d} i_{di} + \frac{pL_q}{L_d} \Omega\, i_{qi} + \frac{1}{L_d} V_{di} \\
\dot{i}_{qi} &= \frac{-R_s}{L_q} i_{qi} - \frac{pL_d}{L_q} \Omega\, i_{di} - \frac{p\phi_f}{L_q} \Omega_i + \frac{1}{L_q} V_{qi} \\
\dot{\Omega}_i &= \frac{1}{J} \Gamma_{ai}(\beta_i, \Omega_i, V, \psi) - \frac{p[(L_d - L_q) i_{di} + \phi_f]}{J} i_{qi} - \frac{f_v}{J} \Omega_i
\end{aligned} \tag{4.14}$$

Tous les paramètres du modèle (4.14) ont été définis précédemment (voir Chapitre 3 - Section 2.5.2).

4.4.3 Modèle non linéaire complet de la structure SEREO

Le système SEREO peut être écrit comme un système non linéaire affine en la commande, *i.e.*

$$\dot{x} = f(x) + g(x) \cdot u \tag{4.15}$$

avec x le vecteur d'état et u le vecteur d'entrée de commande, définis respectivement par

$$x = \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \psi \\ \dot{\psi} \\ i_{d1} \\ i_{q1} \\ \Omega_1 \\ i_{d2} \\ i_{q2} \\ \Omega_2 \end{bmatrix}, \quad u = \begin{bmatrix} \beta_1^{opt} + \Delta\beta_1 \\ \beta_2^{opt} + \Delta\beta_2 \\ V_{d1} \\ V_{q1} \\ V_{d2} \\ V_{q2} \end{bmatrix}. \tag{4.16}$$

Le vecteur $f(x)$ et la matrice $g(x)$ s'écrivent respectivement

$$f(x) = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_{\beta 1}}\beta_1 \\ -\frac{1}{T_{\beta 2}}\beta_2 \\ \dot{\psi} \\ \frac{1}{K_r}\left(-D_r\ \dot{\psi} + \varphi(\psi, \beta_1, \beta_2, \Omega_1, \Omega_2)\ L\right) \\ \frac{-R_s}{L_d}\, i_{\mathrm{d}1} + \frac{pL_q}{L_d}\, i_{\mathrm{q}1}\, \Omega_1 \\ \frac{-R_s}{L_q}\, i_{\mathrm{q}1} - \frac{pL_d}{L_q}\, i_{\mathrm{d}1}\, \Omega_1 - \frac{p\phi_f}{L_q}\, \Omega_1 \\ \frac{1}{J}\Gamma_{a1}(\beta_1, \Omega_1, V, \psi) - \frac{p\phi_f}{J}\, i_{\mathrm{q}1} - \frac{p(L_d - L_q)}{J}\, i_{\mathrm{d}1}\, i_{\mathrm{q}1} - \frac{f_v}{J}\, \Omega_1 \\ \frac{-R_s}{L_d}\, i_{\mathrm{d}2} + \frac{pL_q}{L_d}\, i_{\mathrm{q}2}\, \Omega_2 \\ \frac{-R_s}{L_q}\, i_{\mathrm{q}2} - \frac{pL_d}{L_q}\, i_{\mathrm{d}2}\, \Omega_2 - \frac{p\phi_f}{L_q}\, \Omega_2 \\ \frac{1}{J}\Gamma_{a2}(\beta_2, \Omega_2, V, \psi) - \frac{p\phi_f}{J}\, i_{\mathrm{q}2} - \frac{p(L_d - L_q)}{J}\, i_{\mathrm{d}2}\, i_{\mathrm{q}2} - \frac{f_v}{J}\, \Omega_2 \end{bmatrix} \tag{4.17}$$

$$g(x) = \begin{bmatrix} \frac{1}{T_{\beta 1}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{T_{\beta 2}} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{L_d} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{L_q} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{L_d} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{L_q} & 0 \end{bmatrix}^T \tag{4.18}$$

Le modèle donné par (4.16)-(4.17)-(4.18) correspond au **système complet** de la structure SEREO, et comprend la partie mécanique et la partie électrique. **Ce modèle complet sera utilisé pour simuler le système SEREO et a été implémenté sous Simulink (voir Figure 4.4).**

Remarque 4.3. *La variation du vent peut créer des vibrations au niveau des pales des deux éoliennes, qui peuvent dégrader la qualité de la puissance produite. Dans cette thèse, ces vibrations sont négligées, dans le modèle de l'éolienne double, afin de chercher la loi de commande. Par contre, les stratégies de commande proposées visent à réduire les contraintes mécaniques sur la structure, en limitant les oscillations des couples électromagnétiques.*

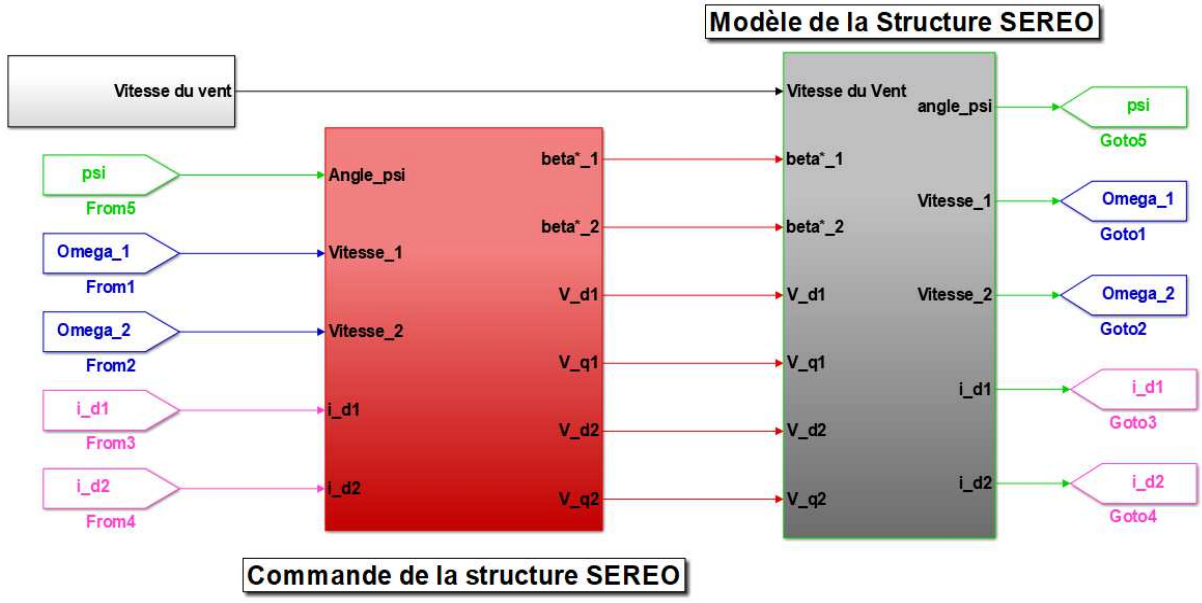


FIGURE 4.4 : Modèle Simulink utilisé pour simuler la structure SEREO.

En s'appuyant sur la Figure 4.4, on constate que le système SEREO comprend plusieurs « entrées » ;

- la vitesse du vent V (entrée physique) ;
- les références des angles de calage β_1^* et β_2^* ;
- les tensions électriques directes V_{d1} et V_{d2} ;
- les tensions électriques quadratiques V_{q1} et V_{q2}.

Les sorties représentant l'objectif de commande du système SEREO sont

- l'angle d'orientation ψ ;
- les vitesses de rotation des deux éoliennes Ω_1 et Ω_2 ;
- les courants électriques directs des deux génératrices i_{d1} et i_{d2}.

4.5 Un modèle de commande du système SEREO

Afin de synthétiser les différentes lois de commande, deux modèles vont être utilisés

- le premier modèle sera déduit du modèle de simulation en supposant que les vitesses Ω_1 et Ω_2 (et leurs références) sont identiques, et que les actions sur les angles de calage sont symétriques ;

- le second modèle ne considèrera que les dynamiques mécaniques (vitesses Ω_1 et Ω_2 et l'angle d'orientation ψ) ; la régulation des courants i_{di} et i_{qi} sera supposée parfaite.

Dans cette section, seul le premier modèle est détaillé. Le second modèle sera présenté Section 4.9-*backstepping*. Dans le cadre du premier modèle, la différence entre les vitesses de rotation des deux éoliennes peut causer un problème de désalignement, si ces vitesses de rotation ne sont pas identiques (forces de traînée différentes).

Hypothèse 4.5.1. *Les deux vitesses de rotation sont asservies à la même vitesse de référence afin de maintenir les ratios de vitesse des deux éoliennes à leur valeur optimale* λ_{opt}[2]*, i.e.*

$$\Omega_1 * = \Omega_2^* = \Omega^*.$$

■

Les deux vitesses de rotation Ω_1 et Ω_2 n'ont *a priori* pas, en particulier en phase de rotation de la structure vers le vent, formellement la même valeur, ce qui induirait $\lambda_1 \neq \lambda_2$, et par conséquent $\beta_1^{opt} \neq \beta_2^{opt}$. Cependant, la dynamique de la vitesse de rotation est plus rapide que celle de l'angle de calage des pales, et donc de celle de l'alignement face au vent. En outre, les deux vitesses Ω_1 et Ω_2 sont commandées à la même vitesse Ω^* respectivement via les entrées de commande V_{q1} et V_{q2}, ce qui leur confère un suivi rapide de leurs références. Aussi, il est raisonnable de poser l'hypothèse suivante.

Hypothèse 4.5.2. *Les vitesses de rotation* Ω_1 *et* Ω_2 *sont proches*

$$\Omega_1 \simeq \Omega_2.$$

■

Hypothèse 4.5.3. *Les deux éoliennes subissent le même vent.* ■

À partir des Hypothèses 4.5.1, 4.5.2 et 4.5.3, les deux éoliennes ont le même ratio de vitesse

$$\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda \quad \text{et} \quad \beta_1^{opt} = \beta_2^{opt} = \beta^{opt} \tag{4.19}$$

ce qui donne

$$\begin{array}{rcl} \beta_1^* & = & \beta^{opt} + \Delta\beta_1 \\ \beta_2^* & = & \beta^{opt} + \Delta\beta_2. \end{array} \tag{4.20}$$

[2]Pour rappel, la stratégie *MPPT* a pour but de maintenir les ratios de vitesse λ_1 et λ_2 à la valeur optimale λ_{opt} afin d'assurer un coefficient de puissance plus élevé [33]

Vu que la rotation face au vent est faite grâce aux deux forces de traînée F_{d1} et F_{d2}, on suppose un comportement symétrique des deux éoliennes, ce qui donne

$$\Delta\beta_1 = -\Delta\beta_2 = \Delta\beta. \tag{4.21}$$

Ainsi, on obtient

$$\begin{array}{rcl} \beta_1^* & = & \beta^{opt} - \Delta\beta \\ \beta_2^* & = & \beta^{opt} + \Delta\beta. \end{array} \tag{4.22}$$

À partir de l'Hypothèse 4.5.1, l'équation (4.13) devient

$$\varphi \;=\; \mathcal{C}\,\mathcal{B} \cdot [\beta_1 - \beta_2] \tag{4.23}$$

étant donné que $\mathcal{A}_1 - \mathcal{A}_2 = 0$ et $\mathcal{B}_1 = \mathcal{B}_2 = \mathcal{B}$.

Il a été vu précédemment que le terme $\Delta\beta$ apparaît dans la dérivée des angles de calage (voir (4.16)). Vu que ce terme $\Delta\beta$ servira à la commande de l'orientation de la structure, on définit un nouveau vecteur d'entrée

$$\bar{u} = \begin{bmatrix} \Delta\beta & V_{d1} & V_{q1} & V_{d2} & V_{q2} \end{bmatrix}^T. \tag{4.24}$$

La variable u donnée par (4.16) est un vecteur d'entrée de 6×1, et la variable $\bar{u}$ est un vecteur d'entrée de 5×1. Ces deux variables sont liées par la relation suivante

$$u = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \bar{u} + \begin{bmatrix} \beta_{opt} \\ \beta_{opt} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}. \tag{4.25}$$

Le modèle qui sera utilisé est donc donné par

$$\dot{x} = \bar{f} + \bar{g} \cdot \bar{u} \tag{4.26}$$

avec

$$\bar{f} = f(x) + g(x) \cdot \begin{bmatrix} \beta_{opt} \\ \beta_{opt} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \tag{4.27}$$

et

$$\bar{g} = g(x) \cdot \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \tag{4.28}$$

où les fonctions $f(x)$ et $g(x)$ sont données respectivement par (4.17) et (4.18), et les vecteurs x et $\bar{u}$ définis respectivement par (4.16) et (4.24).

4.6 Formulation du problème de commande

La commande du système SEREO doit assurer une production optimale de la puissance électrique. Une puissance optimale ne signifie pas forcément une puissance maximale, mais la puissance se doit d'être optimale aux regards des besoins du site (réseau électrique, habitants, ...). Cependant, on suppose ici que l'objectif est de produire la quantité d'énergie maximale grâce aux deux génératrices. Dans le cas de la puissance maximale, les deux turbines éoliennes doivent être face au vent. Dans le cas où le vent change de direction, la rotation de la nacelle est nécessaire [37], afin de maintenir cette configuration optimale. Avec le système SEREO, cette configuration (énergie optimale) est assurée par la combinaison de la stratégie *MPPT* (voir Section 3.3.1) et la commande de l'angle d'orientation. Trois problèmes de commande doivent être gérés

- forcer la structure à être face au vent ;
- contrôler les vitesses de rotation des deux éoliennes à une vitesse de référence optimale, afin d'optimiser la puissance électrique ;
- asservir les courants directs des deux machines, afin d'éviter les oscillations du couple électromagnétique [1]-[77]. Ces courants auraient pu être asservis comme précédemment de telle sorte que les couples électromagnétiques soient maximals (Section 3.4.1). Néanmoins, la rotation face au vent peut induire de fortes oscillations de ces couples. L'objectif étant de diminuer ces oscillations afin de limiter les charges sur la structure, les courants directs sont forcés à zéro par l'utilisation du principe de la commande vectorielle.

Il convient de noter qu'il y a un lien entre les deux premiers objectifs : l'action sur les angles de calage des pales a une influence sur la valeur du ratio de vitesse λ et donc sur le coefficient de puissance. Une conséquence est que, si la structure n'est plus face au vent, l'énergie produite durant le transitoire n'est pas formellement optimale en raison de la non-optimalité de l'angle de calage.

Commande des vitesses de rotation. Comme expliqué précédemment, les deux turbines éoliennes doivent atteindre le maximum du coefficient de puissance, en maintenant les ratios de vitesse à leurs valeurs optimales, pour une valeur donnée de l'angle de calage des pales. Les vitesses des deux éoliennes sont contrôlées à une même référence obtenue à partir de l'expression (4.2) en remplaçant λ_i par la valeur donnée λ_{opt}[3] [25]-[33]. La référence des vitesses de rotation des deux éoliennes est donc définie par

$$\Omega^* = \frac{V\,\cos(\psi-\alpha)}{R}\,\lambda_{opt}. \tag{4.29}$$

Commande des courants directs. Les oscillations du couple électromagnétique peuvent amplifier les charges de fatigue au niveau de l'arbre mécanique des éoliennes affectant ainsi la qualité de l'énergie produite. Afin de limiter cet inconvénient, une solution consiste à forcer les courants directs i_{d1} et i_{d2} à zéro. Les références de ce courant sont données par

$$i_{d1}^* = i_{d2}^* = i_d^* = 0. \tag{4.30}$$

[3] λ_{opt} est la valeur optimale (constante) pour laquelle le ratio de vitesse est maintenue [25]. Cette valeur n'est pas standard, mais elle varie d'une éolienne à une autre. À titre exemple, pour l'éolienne utilisée dans ce travail, $\lambda_{opt} = 7.3$, ce qui correspond à la valeur maximale du coefficient de puissance (0.4) (voir [25]).

Commande de l'angle d'orientation de la structure. Lorsque le système est orienté face au vent, et comme il est supposé que le vent est le même pour les deux éoliennes et que les éoliennes tournent à la même vitesse, il n'y a aucune différence entre les deux forces de traînée ($F_{d1} - F_{d2} = 0$). Dans le cas où il y a un changement de direction du vent, la rotation du système complet est requise afin de forcer l'angle $\psi - \alpha$ à zéro. Les angles de calage des pales sont donc modifiés afin de créer une différence entre les coefficients de traînée C_{d1} et C_{d2}, induisant des forces de traînée F_{d1} et F_{d2} différentes. Grâce à cette différence, un couple Γ_ψ

$$\Gamma_\psi = \left(F_{d1} - F_{d2}\right) L$$

apparait et crée un mouvement de rotation (ce terme apparaît dans la dynamique de ψ via la fonction $\left(F_{d1} - F_{d2}\right) L$ (voir (4.11)).

4.7 Commande par mode glissant d'ordre 1 [8]

Afin de concevoir une commande robuste, la solution retenue est basée sur l'approche par mode glissant. En effet, depuis son introduction [110]-[111]-[112], cette stratégie a prouvé son efficacité, ce qui lui a permis d'être largement utilisée dans différents domaines d'application : systèmes électriques [113]-[114], systèmes de conversion de l'énergie éolienne [69]-[64], systèmes pneumatiques [115, 116], robotique, ...
L'idée de cette stratégie de commande est de forcer les trajectoires du système à converger en temps fini vers un domaine appelé *surface de glissement*, et d'y être maintenu en dépit des perturbations et incertitudes, ceci grâce à une commande discontinue. Les principales caractéristiques de cette classe de commande sont [117]-[118]

- la commande est basée sur une variable dite *variable de glissement* qui est déterminée à partir des objectifs de commande ; à partir de la *variable de glissement*, une variété appelée *surface de glissement* est définie ;

- sous réserve de gains suffisants, la commande, qui est discontinue, force les trajectoires du système à atteindre la *surface de glissement* en un temps fini, malgré les perturbations et les incertitudes ;

- une fois la *surface de glissement* atteinte, les trajectoires évoluent sur cette surface ; la *surface de glissement* est dite attractive. De cette manière, les objectifs de commande sont remplis malgré les perturbations et les incertitudes.

Le schéma de commande proposé est présenté Figure 4.5, où le vent est l'entrée physique du système SEREO ; le bloc MPPT génère à partir de la vitesse du vent, une référence en vitesse qui est utilisée par la loi de commande. À partir de la Figure 4.5, il est constaté que la commande du système SEREO comprend une partie mécanique (angle d'orientation) et une partie électrique (vitesses/courants).

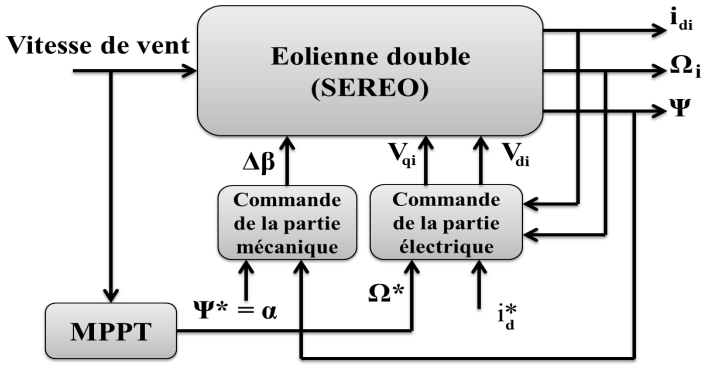


FIGURE 4.5 : Schéma de commande pour la structure SEREO.

4.7.1 Principe de la commande par mode glissant d'ordre 1

L'objectif de la commande par mode glissant est de forcer la sortie y à suivre une trajectoire y^* en dépit des incertitudes et des perturbations. Soit le système non linéaire[4]

$$\begin{aligned} \dot{z} &= f_z(z) + g_z(z) \cdot \bar{u} \\ y &= h(z,t) \end{aligned} \tag{4.31}$$

avec $z \in \mathcal{Z} \subset \mathbb{R}^n$ le vecteur d'état, $\bar{u} \in \mathbb{R}$ l'entrée de commande et $y \in \mathbb{R}$ l'objectif de commande (l'objectif de commande consiste à forcer y à 0). $\mathcal{Z}$ est un sous-ensemble ouvert de $\mathbb{R}^n$. Les champs de vecteur $f_z(z)$ et $g_z(z)$ sont incertains. La variable de glissement $S(z,t)$ est définie à partir de l'objectif de commande y tel que

- $S(z,t) = 0$ induit $y \longrightarrow 0$;
- le degré relatif de (4.31) par rapport à S est égal 1.

Aussi, à partir de (4.31), on obtient

$$\dot{S} = \Theta(z,t) + \Lambda(z,t) \cdot \bar{u} \tag{4.32}$$

Hypothèse 4.7.1. *Les fonctions $\Theta(z,t)$ et $\Lambda(z,t)$ sont bornées, $\forall z \in \mathcal{Z}$ et $t \geq 0$. En outre, $\Lambda(\cdot) > 0$, $\forall z \in \mathcal{Z}$ et $t \geq 0$.* ■

Hypothèse 4.7.2. *Les fonctions $\Theta(\cdot)$ et $\Lambda(\cdot)$ sont définies par*

$$\begin{aligned} \Theta(\cdot) &= \Theta_N(\cdot) + \delta\Theta(\cdot) \\ \Lambda(\cdot) &= \Lambda_N(\cdot) + \delta\Lambda(\cdot) \end{aligned} \tag{4.33}$$

avec Θ_N et Λ_N les parties nominales (connues) des fonctions Θ et Λ respectivement, et $\delta\Theta$, $\delta\Lambda$ leurs parties incertaines. ■

[4]Pour des raisons de clarté, la stratégie de commande est décrite dans un contexte monovariable.

Hypothèse 4.7.3. *La fonction Λ_N est telle que, $\forall z \in \mathcal{Z}$ et $t \geq 0$, il existe deux constantes positives Λ_N^m et Λ_N^M tel que*

$$0 < \Lambda_N^m \leq \Lambda_N \leq \Lambda_N^M.$$

En outre, le terme incertain $\delta\Lambda$ est tel que, $\forall z \in \mathcal{Z}$ et $t \geq 0$,

$$\left|\frac{\delta\Lambda}{\Lambda_N}\right| << 1.$$

■

Hypothèse 4.7.4. *La fonction Θ_N est telle que, $\forall z \in \mathcal{Z}$ et $t \geq 0$, il existe une constante positive Θ_N^M tel que*

$$|\Theta_N| < \Theta_N^M.$$

■

Considérant la loi de commande

$$\bar{u} = \frac{1}{\Lambda_N}(-\Theta_N + \vartheta) \tag{4.34}$$

avec ϑ un terme de commande détaillée par la suite, on obtient

$$\dot{S} = \underbrace{(\delta\Theta - \frac{1}{\Lambda_N} \cdot \Theta_N \delta\Lambda)}_{A} + \underbrace{(1 + \frac{1}{\Lambda_N} \cdot \delta\Lambda)}_{B}\vartheta. \tag{4.35}$$

À partir des Hypothèses 4.7.1 et 4.7.4, il est évident que les fonctions A and B sont bornées, ce qui signifie qu'il existe trois constantes positives A_M, B_m et B_M tel que, $\forall z \in \mathcal{Z}$ et $t \geq 0$,

$$|A| \leq A_M, \qquad 0 < B_m \leq |B| \leq B_M. \tag{4.36}$$

L'objectif étant d'assurer $S = 0$ en un temps fini en dépit des incertitudes sur A et B, l'entrée de commande ϑ est définie par [111]-[112]

$$\vartheta = -K\text{sign}(S)$$

avec le gain K vérifiant

$$K > \frac{A_M + \eta}{B_m}$$

avec $\eta > 0$. Cela permet de satisfaire la condition de glissement $S\dot{S} \leq -\eta|S|$ qui garantit la convergence de S en 0 en un temps fini [111] [112].

4.7.2 Application à la structure SEREO

Dans un premier temps, à partir des objectifs de commande préalablement exposés, on définit le vecteur de sortie par

$$y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ y_4 \\ y_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \psi - \alpha \\ \Omega_1 - \Omega_1^* \\ i_{d,1} \\ \Omega_2 - \Omega_2^* \\ i_{d,2} \end{bmatrix} \tag{4.37}$$

en rappelant que l'objectif de commande est de forcer y vers 0 (en pratique, cet objectif est de forcer y vers un voisinage de 0).

Analyse structurelle.

L'angle $\psi - \alpha$ et les deux courants directs i_{d1} et i_{d2} sont commandés par $\Delta\beta$, V_{d1} et V_{d2} respectivement. Concernant les deux vitesses de rotation Ω_1 et Ω_2, leurs dynamiques sont influencées par les courants directs et quadratiques (il y a un couplage entre ces variables). Cependant, l'influence du courant direct sur la dynamique des vitesses de rotation est limitée vu que les courants directs sont forcés à 0. Ensuite, grâce à la commande du courant direct, le couplage entre les axes d et q est réduit et les deux vitesses Ω_1 et Ω_2 sont finalement commandées par V_{q1} et V_{q2} respectivement.

Incertitudes et perturbations.

Les principaux paramètres [5] sur lesquels les incertitudes ont été prises en considération sont (voir Scénario 3 de la Section 4.7.3)

- l'inertie de chaque éolienne (turbine + génératrice) J,
- l'inertie de l'orientation de la structure K_r,
- le frottement du lacet D_r.

Il est supposé que chaque paramètre peut être écrit comme la somme de sa valeur nominale et de l'incertitude associée, *i.e.* par exemple, $J = J_N + \delta J$, avec J_N la valeur nominale de l'inertie, et δJ le terme incertain. En outre, les couples aérodynamiques Γ_{a1}, Γ_{a2} et les forces de traînée F_{d1}, F_{d2} sont vues comme des fonctions incertaines, et sont modélisées de manière similaire aux paramètres précédents (termes nominaux et incertains). Tous les paramètres/fonctions nominaux/nominales et leur termes incertains associés sont supposés être bornés.

À partir de la définition de y, et étant donné que le degré relatif de chaque composante du vecteur de glissement S doit être égal à 1, on définit le vecteur de glissement par

$$S = \begin{bmatrix} S_\psi \\ S_{\Omega 1} \\ S_{d1} \\ S_{\Omega 2} \\ S_{d2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \ddot{y}_1 + \lambda_{1\psi}\,\dot{y}_1 + \lambda_{2\psi}\,y_1 \\ \dot{y}_2 + \lambda_{\Omega 1}\,y_2 \\ y_3 \\ \dot{y}_4 + \lambda_{\Omega 2}\,y_4 \\ y_5 \end{bmatrix} \tag{4.38}$$

avec $\lambda_{1\psi} = 2\,\xi\,w_n$, $\lambda_{2\psi} = w_n^2$ (ξ, w_n étant le coefficient d'amortissement et la fréquence propre de la dynamique de ψ une fois le mode glissant établi). $\lambda_{\Omega 1}$ et $\lambda_{\Omega 2}$ sont quant à elles, des constantes positives. Ainsi, on obtient

$$\dot{S} = \varphi_1(\cdot) + \varphi_2(\cdot) \cdot \bar{u} \tag{4.39}$$

avec les fonctions $\varphi_1(\cdot)$ et $\varphi_2(\cdot)$ données par les équations (4.40) et (4.41) dans les-quelles les fonctions f_i s'écrivent ($i \in \{1, 2, .., 7\}$)

[5] Le choix d'évaluer la robustesse par rapport à ces paramètres a été fait parce qu'ils affectent fortement les dynamiques du système, et leur identification n'est pas une tâche simple. Le même type d'étude aurait pu être fait pour d'autres paramètres.

$$\varphi_1(.) = \begin{bmatrix} (\lambda_{1\psi} - \frac{D_r}{K_r})\,\ddot{\psi} - \lambda_{1\psi}\ddot{\psi}^* + \lambda_{2\psi}\,(\dot{\psi} - \dot{\psi}^*) + \frac{\mathcal{C}L}{K_r\,T_\beta}\,\mathcal{B}\,(\beta_1 - \beta_2)... \\ +...\frac{\mathcal{C}L}{K_r}\,(\beta_1 - \beta_2)\,\dot{\mathcal{B}} + \frac{\mathcal{B}L}{K_r}\,(\beta_1 - \beta_2)\,\dot{\mathcal{C}} \\ \frac{1}{J}\,\dot{\Gamma}_{a1} - (f_1 + f_2\,i_{d1})[-f_3 i_{q1} - f_4\,\Omega_1\,i_{d1} - f_5\,\Omega_1] - f_2\,i_{q1}\,[-f_6\,i_{d1} + f_7\,\Omega_1\,i_{q1}]... \\ ... + (\lambda_{\Omega 1} - \frac{f_v}{J})\,\dot{\Omega}_1 - \lambda_{\Omega 1}\,\dot{\Omega}_1^* - \ddot{\Omega}_1^* \\ \frac{-R_s}{L_d}\,i_{d1} + \frac{p\,L_q}{L_d}\,\Omega_1\,i_{q1} \\ \frac{1}{J}\,\dot{\Gamma}_{a2} - (f_1 + f_2\,i_{d2})[-f_3 i_{q2} - f_4\,\Omega_2\,i_{d2} - f_5\,\Omega_2] - f_2\,i_{q2}\,[-f_6\,i_{d2} + f_7\,\Omega_2\,i_{q2}]... \\ ... + (\lambda_{\Omega 2} - \frac{f_v}{J})\,\dot{\Omega}_2 - \lambda_{\Omega 2}\,\dot{\Omega}_2^* - \ddot{\Omega}_2^* \\ \frac{-R_s}{L_d}\,i_{d2} + \frac{p\,L_q}{L_d}\,\Omega_2\,i_{q2} \end{bmatrix} \tag{4.40}$$

$$\varphi_2(.) = \begin{bmatrix} \frac{-2}{K_r\,T_\beta}\,L\,\mathcal{C}\,\mathcal{B} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{-f_2}{L_d}\,i_{q1} & \frac{-1}{L_q}(f_1 + f_2\,i_{d1}) & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{L_d} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{-f_2}{L_d}\,i_{q2} & \frac{-1}{L_q}(f_1 + f_2\,i_{d2}) \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{L_d} & 0 \end{bmatrix}. \tag{4.41}$$

$$f_1 = \frac{p\phi_f}{J}, f_2 = \frac{p(L_d - L_q)}{J}, f_3 = \frac{R_s}{L_q}, f_4 = \frac{pL_d}{L_q}, f_5 = \frac{p\phi_f}{L_q}, f_6 = \frac{R_s}{L_d}, f_7 = \frac{pL_q}{L_d}.$$

Les dérivées des termes $\mathcal{B}$ et $\mathcal{C}$ apparaissant dans $\varphi_1(\cdot)$ dépendent de λ, Ω, ψ, V et s'écrivent

$$\begin{aligned} \dot{\mathcal{B}} &= \frac{\partial \mathcal{B}}{\partial \lambda} \cdot \frac{\partial \lambda}{\partial t} = (b_1 + 2\,b_2\,\lambda + 3\,b_3\,\lambda^2) \cdot \frac{\partial}{\partial t}\left(\frac{\Omega\,R_t}{V\,cos(\psi - \alpha)}\right) \\ &= (b_1 + 2\,b_2\,\lambda + 3\,b_3\,\lambda^2) \cdot \left(\frac{R_t}{V\,cos(\psi - \alpha)}\,\dot{\Omega} + \lambda\,\mathrm{tg}(\psi - \alpha)\,\dot{\psi} - \frac{\lambda}{V}\,\dot{V}\right) \qquad (4.42) \\ \dot{\mathcal{C}} &= \frac{\partial \mathcal{C}}{\partial V} \cdot \frac{\partial V}{\partial t} + \frac{\partial \mathcal{C}}{\partial \psi} \cdot \frac{\partial \psi}{\partial t} \\ &= \frac{2\,\mathcal{C}}{V}\,\dot{V} - 2\,\mathrm{tg}(\psi - \alpha)\,\dot{\psi} \qquad (4.43) \end{aligned}$$

Il faut rappeler que les fonctions $\mathcal{B}$ et $\mathcal{C}$ sont obtenues en considérant l'Hypothèse 4.5.2, *i.e.* $\Omega_1 = \Omega_2 = \Omega$) et l'expression (4.19), *i.e.* $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda$. La matrice φ_2 et sa valeur nominale φ_{2N} sont inversibles si

$$\psi - \alpha \neq (\pm 2k+1)\frac{\pi}{2} \tag{4.44}$$

avec $k \in \mathbb{N}$. Cette condition correspond au cas où la direction du vent n'est pas strictement parallèle à l'arbre portant les deux éoliennes. Il est facile de constater que, si c'est le cas et à partir de (4.12), le système devient non commandable parce qu'aucune différence de forces de traînée ne peut être générée. Dans ce qui suit, il est supposé que la condition (4.44) est remplie.
Vu que chaque paramètre peut être scindé en une partie nominale et une autre incertaine, les deux matrices φ_1 et φ_2 peuvent être écrites d'une manière similaire à savoir avec une partie nominale et une autre incertaine

$$\varphi_1 = \varphi_{1N} + \Delta\varphi_1, \qquad \varphi_2 = \varphi_{2N} + \Delta\varphi_2. \tag{4.45}$$

L'entrée de commande $\bar{u}$ est définie par

$$\bar{u} \;=\; \Big[\varphi_{2N}(.)\Big]^{-1}\Big[-\varphi_{1N}(.) + \vartheta\Big] \tag{4.46}$$

ce qui donne

$$\dot{S} = \Big(\Delta\varphi_1 - \varphi_{2N}^{-1}\varphi_{1N}\Delta\varphi_2\Big) + \Big(I_{5\times5} + \varphi_{2N}^{-1}\Delta\varphi_2\Big)\,\vartheta \tag{4.47}$$

Il est raisonnable de considérer que les incertitudes paramétriques ont des valeurs réduites par rapport aux valeurs nominales, ce qui donne que le terme $\Big(I_{5\times5} + \varphi_{2N}^{-1}\Delta\varphi_2\Big)$ est une matrice à diagonale dominante. Cela signifie que, grâce à la loi de commande (4.46), la dynamique de S est suffisamment découplée. Finalement, la nouvelle entrée de commande ϑ est définie par

$$\vartheta \;=\; \begin{bmatrix} -K_{\psi}\ \mathrm{sign}(S_{\psi}) \\ -K_{\Omega 1}\ \mathrm{sign}(S_{\Omega 1}) \\ -K_{d1}\ \mathrm{sign}(S_{d1}) \\ -K_{\Omega 2}\ \mathrm{sign}(S_{\Omega 2}) \\ -K_{d2}\ \mathrm{sign}(S_{d2}) \end{bmatrix}$$

Le vecteur de glissement S converge vers l'origine en un temps fini, sous réserve que la condition de glissement soit satisfaite pour chaque terme de S, *i.e.*

$$S_i\,\dot{S}_i \leq -\eta_i \mid S_i \mid$$

avec $i = \{\psi, \Omega_1, i_{d1}, \Omega_2, i_{d2}\}$. Cela revient à régler les gains suffisamment grands afin d'assurer cette condition pour chaque composante du vecteur de glissement.

D'un point de vue applicatif, l'inconvénient principal des commandes par mode glissant est l'apparition du phénomène de *Chattering* dû la fonction « sign » qui commute en haute fréquence. Ce phénomène peut exciter la structure de l'éolienne double, amplifiant les oscillations au niveau de l'arbre de transmission. Aussi, afin de réduire le *Chattering*, la fonction « sign » apparaissant dans la commande est approximée par une fonction adoucie $tanh\Big(\frac{S}{\xi}\Big)$ avec S la variable de glissement et ξ une constante positive. Par ailleurs, la commande étant basée sur le pré-bouclage (4.46), cela permet de réduire l'amplitude des gains, et donc l'amplitude du *Chattering*.

4.7.3 Résultats de simulations

Les simulations ont été effectuées en supposant que chaque turbine est équipée d'une génératrice synchrone à aimant permanent identique à celle équipant l'éolienne simple (voir Table A.1-Annexe A). La stratégie de commande présentée dans la section précédente est comparée avec un régulateur de type PI, via les indicateurs images des oscillations des couples électromagnétiques et de la puissance moyenne générée.
Un bruit blanc est supposé présent sur les principales variables mesurées, à savoir sur l'angle d'orientation ψ, les vitesses Ω_1, Ω_2, et les courants directs i_{d1}, i_{d2}. Les caractéristiques du bruit ont été fixées par rapport aux valeurs nominales des variables mesurées (voir Table 4.1).

Variable mesurée	Amplitude du bruit (%)
Angle d'orientation ψ	5
Vitesses Ω_1, Ω_2	2
Courants i_{d1}, i_{d2}	2

TABLE 4.1 : Caractéristiques des bruits de mesure.

Étant données qu'elles sont nécessaires pour le calcul du vecteur de glissement (4.38), les premières et deuxièmes dérivées de y (4.37), ainsi la dérivée de la vitesse du vent V, sont estimées via un filtre défini par $\frac{s}{\tau\, s+1}$, avec τ fixée à $1\,ms$. Toutes ces simulations ont été faites dans l'environnement Matlab/ Simulink. Les gains de la commande par mode glissant sont affichés Table 4.2.

Variable commandée	Gain de la commande par mode glissant
Vitesses Ω_1 et Ω_2	$\lambda_{\Omega i} = 10$, $K_{\Omega i} = 90$
Courants directs	$K_{di} = 0.05$
Angle d'orientation	$\lambda_{\psi 1} = 0.5$, $\lambda_{\psi 2} = 0.25$, $K_{\psi} = 10$

TABLE 4.2 : Paramètres de la commande par modes glissants.

Loi de commande de type PI. Cette loi de commande s'écrit comme (4.46) avec ϑ définie par

$$\vartheta = \begin{bmatrix} K_{p\psi}\, S_{\psi} + K_{i\psi} \int_0^t S_{\psi}\, \mathrm{d}\tau \\ K_{p\Omega_1}\, S_{\Omega_1} + K_{i\Omega_1} \int_0^t S_{\Omega_1}\, \mathrm{d}\tau \\ K_{pd_1}\, S_{d_1} + K_{id_1} \int_0^t S_{d_1}\, \mathrm{d}\tau \\ K_{p\Omega_2}\, S_{\Omega_2} + K_{i\Omega_2} \int_0^t S_{\Omega_2}\, \mathrm{d}\tau \\ K_{pd_2}\, S_{d_2} + K_{id_2} \int_0^t S_{d_2}\, \mathrm{d}\tau. \end{bmatrix}$$

Les paramètres de cette loi de commande sont réglés selon la Table 4.3.

Variable contrôlée	Gain proportionnel	Gain intégral
Vitesses Ω_1 et Ω_2	$2.72.10^5$	$3.73.10^6$
Courants directs	0.95	10^{-4}
Angle d'orientation	15	0.01

TABLE 4.3 : Paramètres du régulateur PI.

Scénario 1 : la structure SEREO est face au vent.

Pour ce scénario, la structure est supposée face au vent et la vitesse du vent est variable. L'objectif est d'assurer une production optimale pour les deux éoliennes et réduire les oscillations sur la structure. La vitesse du vent est modélisée par

$$V = V_m + \overline{V}$$

avec V_m la vitesse du vent moyenne réglée à 10.5 m/s, et $\overline{V}$ un terme variable dans le temps défini comme un bruit blanc.
Le profil de vitesse du vent est décrit Figure 4.6-Haut. Il faut noter que, pour cet essai, seuls les résultats de l'éolienne 1 sont affichés, ceux obtenus pour l'éolienne 2 étant semblables.
La Figure 4.6 décrit l'angle de calage β_1 (Milieu) et le coefficient de puissance $C_{p,1}$ (Bas) obtenus avec les commandes par mode glissant (SMC) et proportionnel intégral (PI). L'angle de calage est plus affecté lorsque la structure est commandée avec la commande type PI (voir Figure 4.6-Milieu), et de fortes oscillations autour du coefficient de puissance optimal $C_p^{opt} = 0.4$ apparaissent (voir Figure 4.6-Bas). Les vitesses angulaires et les courants directs sont montrés Figure 4.7. D'après cette figure, il est constaté que le système commandé par la commande type PI est plus affecté par la variation de la vitesse du vent, notamment le courant direct.

La Figure 4.8 montre les couples électromagnétiques Γ_{em1} obtenus avec les deux commandes, ainsi que les puissances générées de l'éolienne 1. Ces puissances générées sont comparées à la puissance optimale (courbe bleue de la Figure 4.8-bas) à partir de $P_{opt} = 0.5\,\rho\,\pi\,R^2\,C_p^{opt}\,V^3$ [66].
Ces comparaisons sont complétées par les Tables 4.4-4.5-4.6. Selon ces tables, la commande SMC engendre un plus faible écart type pour Γ_{em1} et β_1 : cela induit alors une diminution des oscillations et donc, une plus faible charge mécanique sur la structure. De plus, d'après la Table 4.6, la commande par mode glissant assure une production d'énergie légèrement supérieure. En effet, on note que l'augmentation de l'ordre de 2 % peut paraître plus faible ; néanmoins, il s'agit d'un gain intéressant de la puissance vu les taux de rentabilité limités de ces systèmes de production.

Vitesse du vent moyenne (m/s)	Max Γ_{em1} $(kN.m)$	STD Γ_{em1} $(kN.m)$	STD β_1 (°)
8	462.3	35.858	1.03
9	573.51	42.826	1.22
10.5	763.38	57.8	1.3

TABLE 4.4 : **Scénario 1.** Performances de la commande PI pour différentes valeurs moyennes de la vitesse du vent.

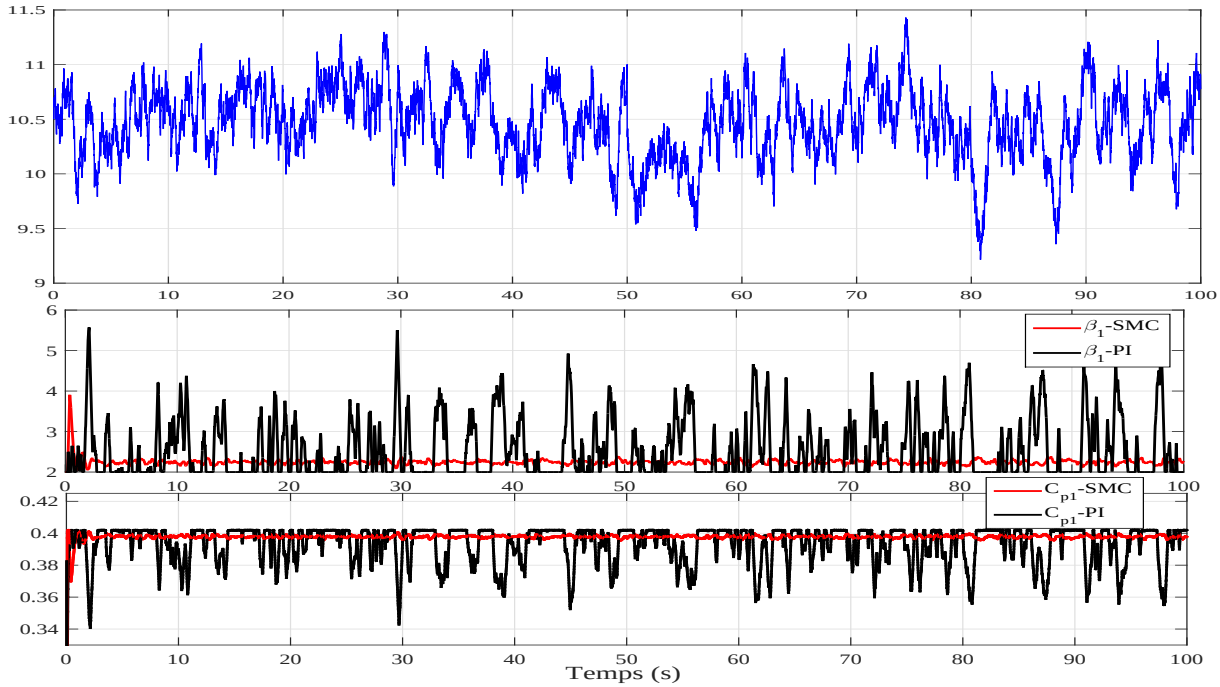


FIGURE 4.6 : **Scénario 1-Haut** - Vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Angle de calage β_1 $(°)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Coefficient de puissance C_{p1} en fonction du temps (sec).

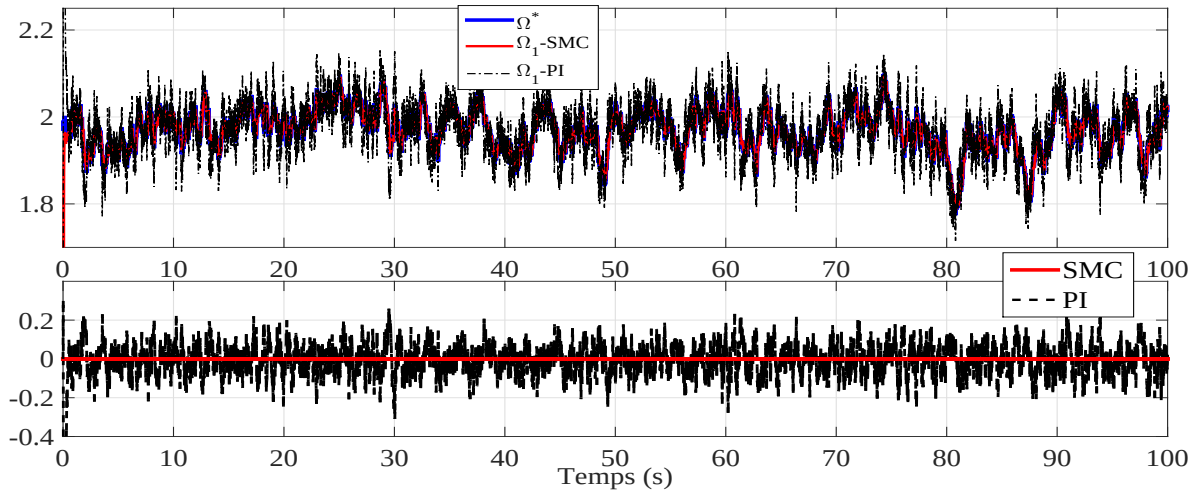


FIGURE 4.7 : **Scénario 1-Haut** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Bas** - Courant direct i_{d1} (A) en fonction du temps (sec).

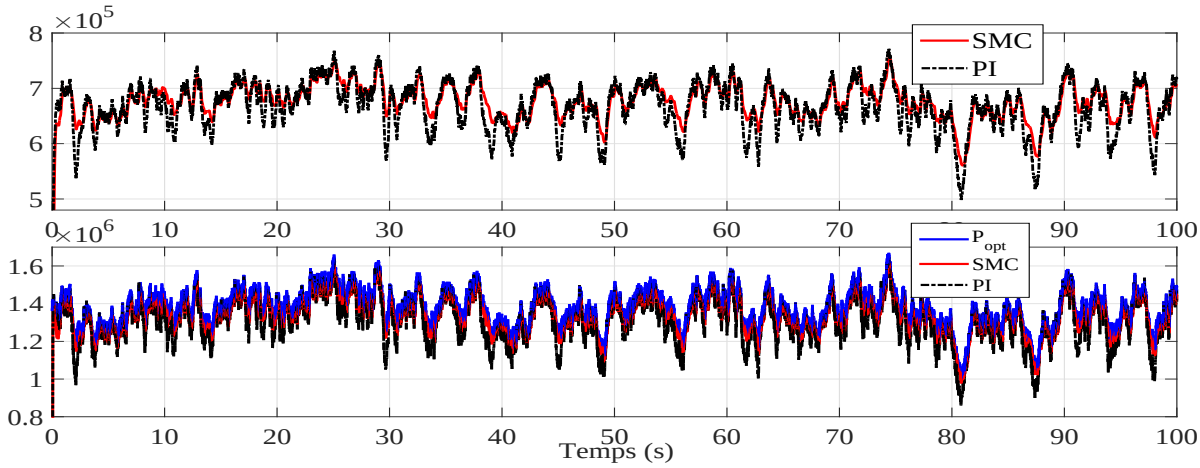


FIGURE 4.8 : **Scénario 1-Haut** - Couple électromagnétique Γ_{em1} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **bas** - Puissance générée par l'éolienne 1 (W) en fonction du temps (sec).

Vitesse du vent moyenne (m/s)	Max Γ_{em1} $(kN.m)$	STD Γ_{em1} $(kN.m)$ et évolution en % SMC/PI	STD β_1 (°) et évolution en % SMC/PI
8	455.28	26.544 $-26\,\%$	0.0982 $-90.4\,\%$
9	566.19	30.94 $-27.75\,\%$	0.1 $-91.8\,\%$
10.5	756	37.872 $-34.5\,\%$	0.13 $-90\,\%$

TABLE 4.5 : **Scénario 1.** Performances de la commande SMC pour différentes valeurs moyennes de la vitesse du vent.

Vitesse du vent moyenne (m/s)	Puissance moyenne PI (MW)	Puissance moyenne SMC (MW)	Différence de puissance produite (kW) et évolution en % SMC/PI
8	0.5788	0.5905	11.7 $+2\,\%$
9	0.8218	0.84	18.2 $+2.6\,\%$
10.5	1.2998	1.332	32.2 $+2.7\,\%$

TABLE 4.6 : **Scénario 1.** Puissance moyenne produite selon les lois de commande PI et SMC.

Scénario 2 - La structure n'est pas face au vent.

Pour ce test, la structure est supposée ne pas faire face au vent, la vitesse du vent étant également variable. L'objectif ici est d'assurer une production optimale pour les deux éoliennes avec une bonne orientation de la structure. La réduction des charges doit être également prise en compte. Afin de tenir compte du fait que le système peut ne pas être face au vent, le profil de la vitesse du vent est maintenant défini par

$$V = \left(V_m + \bar{V}\right) \cos(\psi - \alpha). \tag{4.48}$$

À noter que, lorsque le système est face au vent, $\psi = \alpha$: aussi on obtient $V = V_m + \bar{V}$ comme utilisé dans le Scénario 1. La définition de (4.48) de la vitesse du vent est utilisée pour le reste des scénarios (2, 3, et 4).

Le profil de la vitesse du vent du scénarios 2, 3 et 4 est donc le même que pour le scénario 1 mais la direction du vent donnée par l'angle α varie selon trois valeurs $\{0°, 10°, 30°\}$ (Figure 4.9-haut-gauche). Lorsque la direction du vent change, les angles de calages β_1 et β_2 sont actionnés (Figure 4.9-milieu) afin de générer une différence de forces de traînée qui engendre la rotation du système complet. La rotation de la structure peut engendrer de fortes oscillations sur la structure ; pour un fonctionnement efficace et sûr, ces oscillations doivent être limitées.
L'entrée de commande $\Delta\beta$ assurant la rotation face au vent est donnée Figure 4.9-haut-droite. Comme le montre la Figure 4.9-haut-gauche, le mouvement de la structure est lent en raison de la taille du système SEREO. D'après le zoom (Figure 4.9-haut), une différence de temps de convergence est observée entre les deux stratégies, le temps de convergence étant plus faible pour la stratégie SMC.

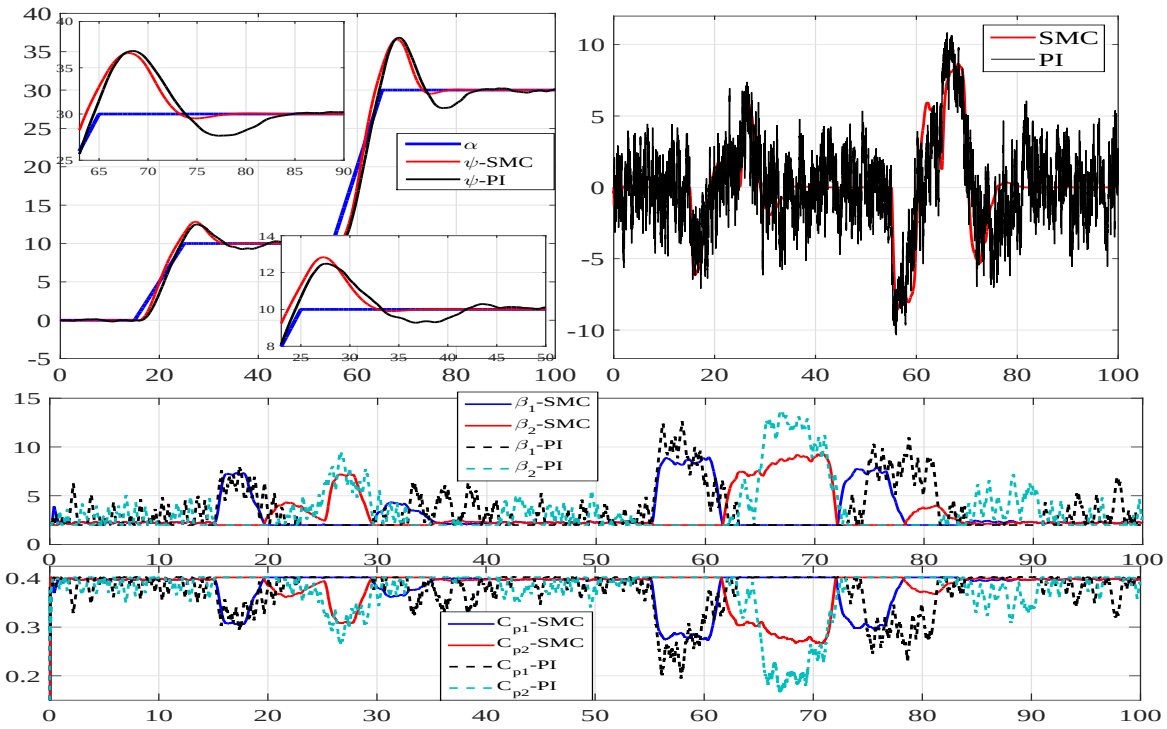


FIGURE 4.9 : **Scénario 2-Haut-gauche** - Angle d'orientation ψ (°) en fonction du temps (sec) . **Haut-droite** - Entrée de commande $\Delta\beta$ (°) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Angles de calages β_1 et β_2 (°) en fonction du temps (sec). **Bas** - Coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec).

Les angles de calage et les coefficients de puissance pour les deux éoliennes sont donnés Figure 4.9 (respectivement au milieu et en bas). Le maximum des angles β_1 et β_2 est plus élevé avec le régulateur PI (voir Table 4.7), ce qui dégrade d'autant plus le coefficient de puissance. Il faut noter que les angles de calage des pales comprennent des blocs de saturation, les angles β_1 et β_2 évoluant entre une valeur minimale 2° (l'angle optimal pour lequel le coefficient de puissance $C_{p,i}$ est à son maximum) et une valeur maximale égale à 90° [25]-[24]. Un efficace suivi des vitesses de rotation est obtenu avec les deux stratégies (voir Figure 4.10-haut) : en effet, les vitesses Ω_1 et Ω_2 sont peu affectées par la variation des angles de calages, grâce au contrôle rapide assuré par les entrées de commande électrique V_{q1} et V_{q2}.

Le couple électromagnétique et la puissance générée sont comparés Figure 4.10 (au milieu et en bas). Les oscillations sur l'arbre de transmission sont évaluées avec les deux commandes, en mesurant les valeurs de l'écart type et du maximum de Γ_{em1}, Γ_{em2} (voir Table 4.7). Les efforts sur la structure sont plus faibles avec la commande SMC car l'écart type est plus faible par rapport à la commande type PI. Dans la suite, une analyse de la puissance produite durant la phase de rotation face au vent est faite.

Analyse de l'évolution de la puissance durant la rotation face au vent. Étant donné que les angles de calage des pales ne sont pas optimaux pendant la phase de transitoire, la puissance produite n'est également pas optimale. Dans ce cas, les deux éoliennes ne génèrent pas la même quantité d'énergie (voir Figure 4.10-bas) : on peut remarquer que, en cas de désalignement entre la structure et la direction du vent ($\psi - \alpha \neq 0$), la perte de puissance est plus importante avec la commande PI (voir Figure 4.10-bas).

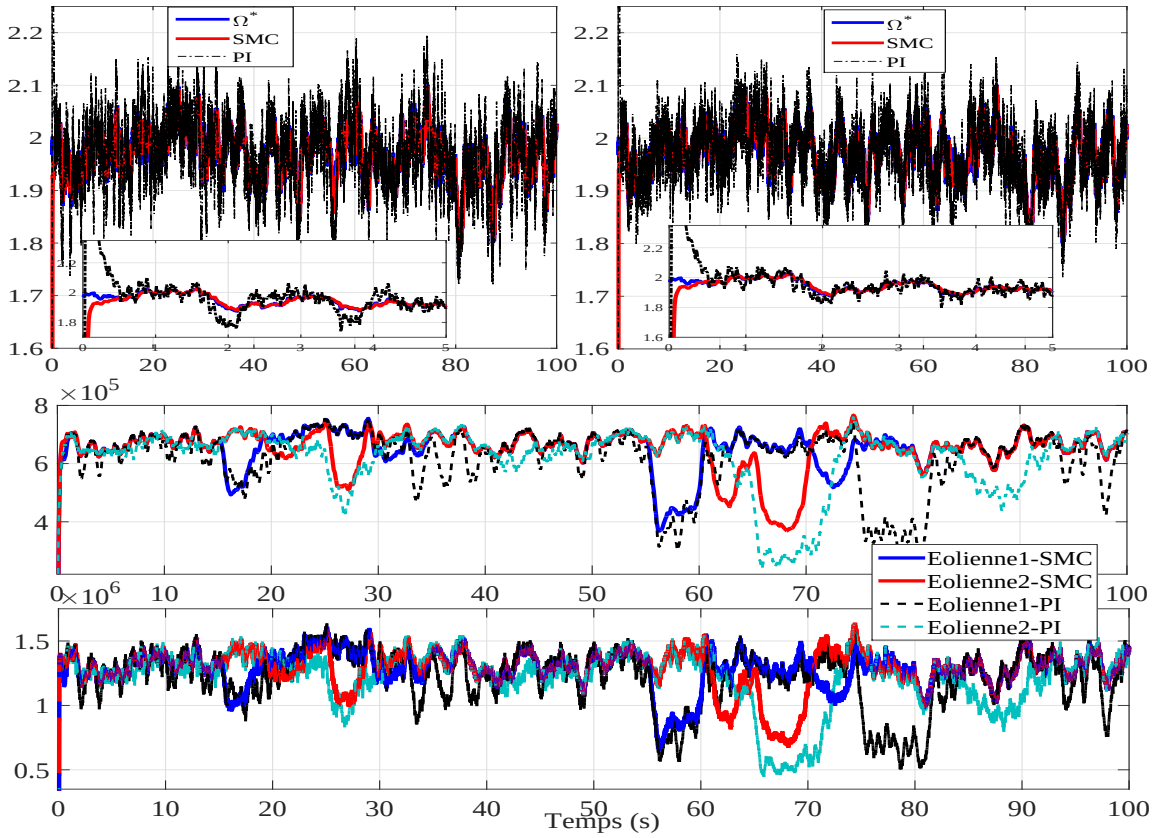


FIGURE 4.10 : **Scénario 2-Haut-gauche** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Haut-droite** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_2 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissances générées par l'éolienne 1 et l'éolienne 2 (W) en fonction du temps (sec).

Scénario 3 - Robustesse de la stratégie de commande.

L'objectif de cet essai est d'évaluer la robustesse de la loi de commande par rapport aux incertitudes paramétriques. Le scénario 3 est similaire au scénario 2 en supposant des

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	**PI**	**SMC**	**PI**	**SMC**
Max Γ_{emi} $(kN.m)$	762.95	755.83	766.8	760
Évolution SMC/PI (%)	-0.93 %		-0.88 %	
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	90.25	67.6	88.735	73.437
Évolution SMC/PI (%)	-25.1 %		-17.2 %	
Max β_i (°)	12.64	8.94	13.72	9.26
Évolution SMC/PI (%)	-29.27 %		-32.5 %	
STD β_i (°)	2.62	1.94	2.7	1.97
Évolution SMC/PI (%)	-25.6 %		-27.03 %	

TABLE 4.7 : **Scénario 2.** Comparaison des performances des deux commandes.

	Éolienne 1	Éolienne 2
Puissance moyenne PI (MW)	1.2392	1.2391
Puissance moyenne SMC (MW)	1.2858	1.2872
Différence (kW) (et évolution en % SMC/PI)	46.6 (+ 3.76 %)	48.1 (% 3.9 %)

TABLE 4.8 : **Scénario 2.** Comparaison de la puissance moyenne produite par chaque éolienne.

incertitudes sur l'inertie Kr, sur le coefficient de frottement Dr, et sur l'inertie totale (turbine+génératrice) J ; on suppose qu'il y a des incertitudes de 20 % par rapport aux valeurs nominales.
La Figure 4.11 et la Table 4.9 présentent les principaux résultats de simulation de ce test. L'influence des incertitudes paramétriques est plus grande avec la commande PI qu'avec la commande SMC. En effet, la variation de l'écart type des couples électromagnétiques est plus élevée, induisant de plus fortes oscillations de la structure, et on observe une plus forte chute de puissance produite avec la commande PI. En comparant avec le scénario 2, la puissance moyenne produite chute, pour l'éolienne 1, de 2.38 % avec la commande PI, et de 1.17 % avec la commande SMC. On peut donc conclure que l'approche SMC est plus robuste face aux incertitudes paramétriques.

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	**PI**	**SMC**	**PI**	**SMC**
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	107.69	79.118	111.53	85.962
Évolution SMC/PI (%)	-26.53		-22.9	
Puissance moyenne (MW)	1.2103	1.2709	1.214	1.2731
Évolution SMC/PI (%)	$+5$		$+4.86$	

TABLE 4.9 : **Scénario 3.** Comparaison des deux commandes.

Scénario 4 - La structure n'est initialement pas face au vent.

Dans les précédents scénarios, la direction du vent α et l'angle d'orientation ψ sont initialisés à la même valeur, *i.e.* $\psi(0) - \alpha(0) = 0$ Aussi, ces simulations ont été réalisées afin

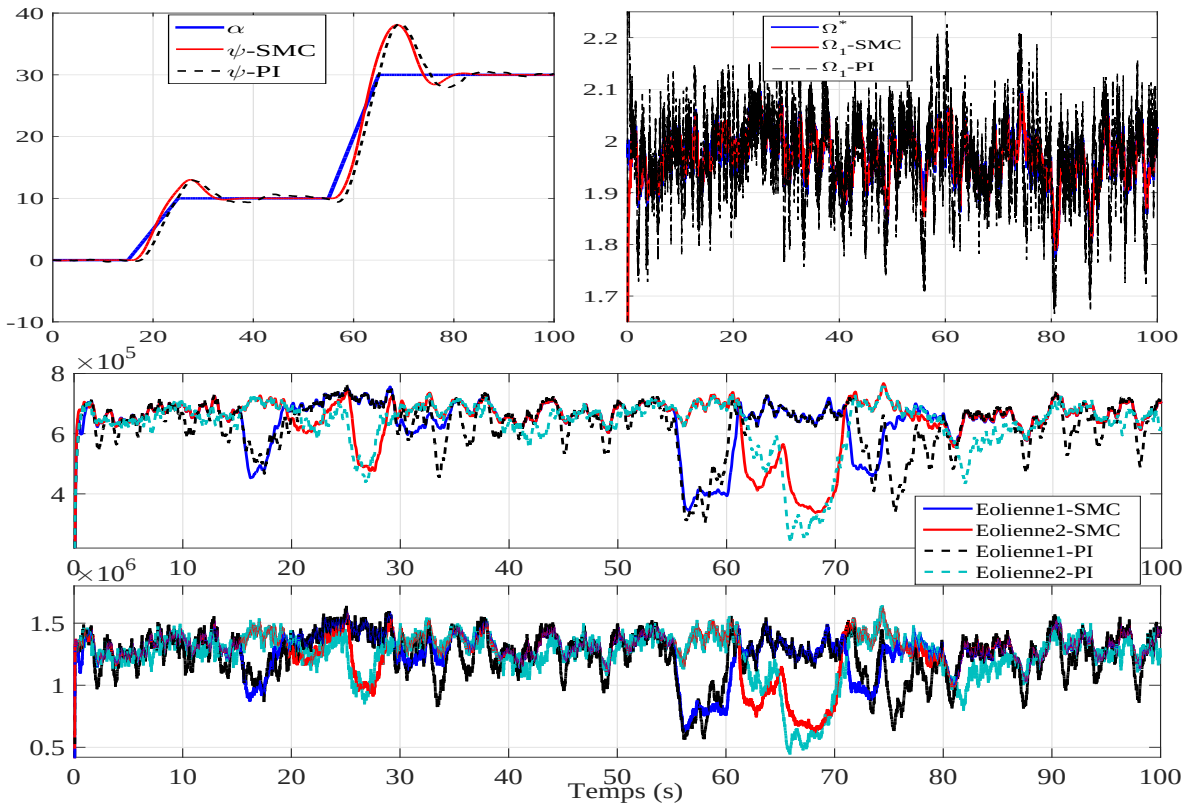


FIGURE 4.11 : **Scénario 3.** - **Haut-gauche** - Angle d'orientation ψ (°) en fonction du temps (sec). **Haut-droite** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Couple électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} ($N.m$) en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissances générées pour l'éolienne 1 et l'éolienne 2 (W) en fonction du temps (sec).

que le système SEREO démarre face au vent, l'idée étant de vérifier si la commande de la rotation de la structure est efficace. Dans le scénario 4, la direction du vent est initialisée à 20° par rapport à l'orientation du système. Cela signifie que, à l'instant initial, l'erreur entre l'angle d'orientation ψ et la direction du vent α est grande. Aussi, les éoliennes doivent commencer à fonctionner bien qu'elles ne soient pas face au vent, grâce à l'action sur les angles de calage. La valeur de la direction du vent $\alpha = 20°$ est maintenue suffisamment longtemps de sorte que le système s'aligne. À partir de $t = 50s$, la direction du vent change de $+20°$ à $-20°$ par rapport à l'orientation de la structure.

Les résultats de ce test sont présentés Figure 4.12 :

l'angle d'orientation ψ et la vitesse Ω_1 sont donnés respectivement par les Figures 4.12-a et 4.12-b, tandis que les Figures 4.12-c et 4.12-d donnent respectivement les couples électromagnétiques et les puissances produites par les deux éoliennes.

Pour $t \in [0, 50]s$, les deux stratégies de commande prennent un certain temps pour forcer le système à s'aligner face au vent, avec une différence de $10\,s$ entre le temps mis par la commande SMC (courbe rouge) et le temps correspondant à la commande PI (courbe noire). Les oscillations sont plus faibles avec la commande SMC, son écart type étant d'ailleurs plus faible par rapport à la commande type PI (voir Table 4.10). Une quantité

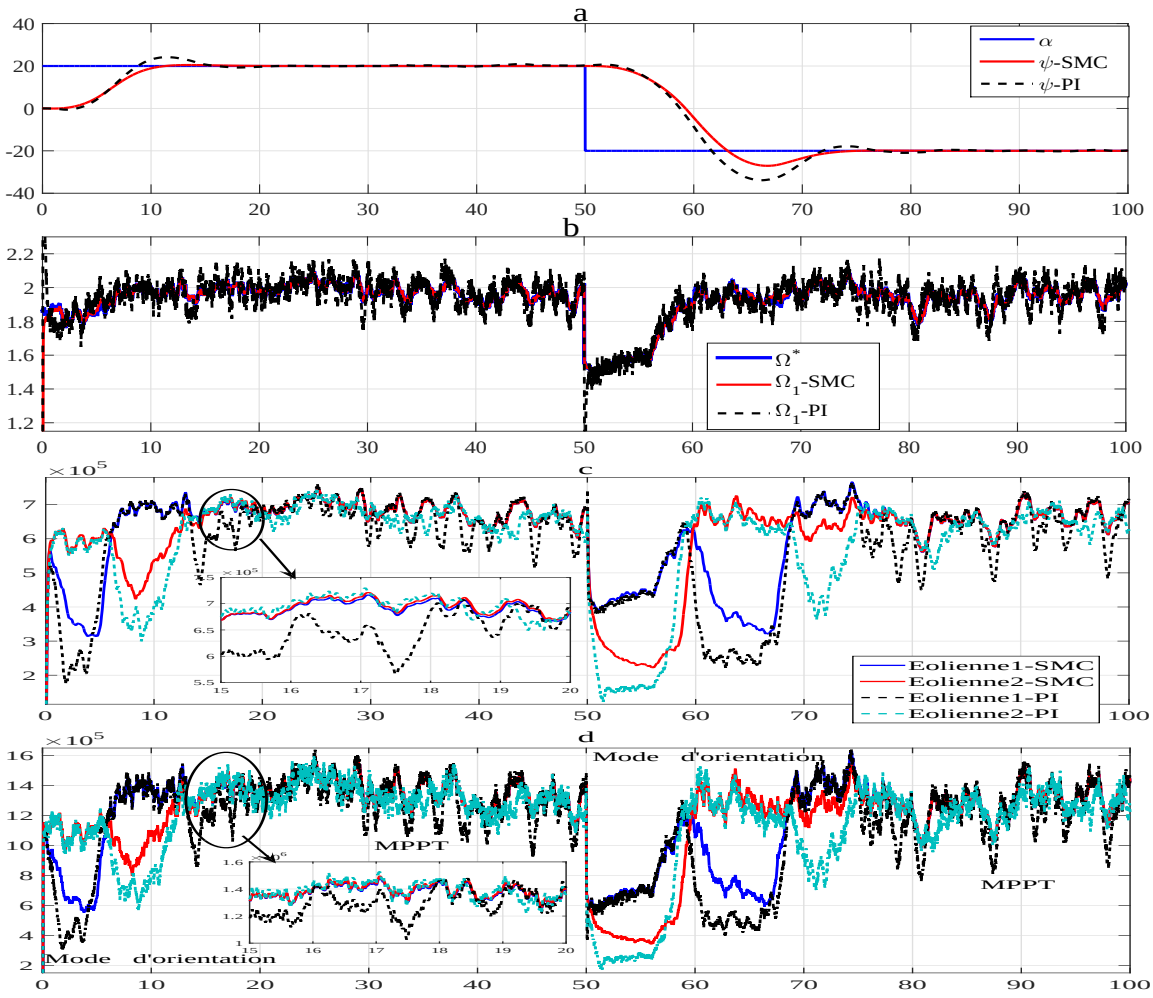


FIGURE 4.12 : **Scénario 4.** - **a** - Angle d'orientation ψ (°) en fonction du temps (sec). **b** - Suivi de la vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **c** - Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} ($N.m$) en fonction du temps (sec). **d** - Puissances générées par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec).

de puissance différente (Figure 4.12-d) a été générée, avec un net avantage avec la commande SMC. Après $t = 20\,s$, les turbines éoliennes se retrouvent dans le mode MPPT. La Table 4.10 récapitule les performances des deux commandes.

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	**PI**	**SMC**	**PI**	**SMC**
STD Γ_{emi} ($kN.m$)	147.82	116.75	148.08	122.84
Évolution SMC/PI (%)	-21		-17.05	
Puissance moyenne (MW)	1.1268	1.2024	1.1374	1.2079
Évolution SMC/PI (%)	$+6.7$		$+6.2$	

TABLE 4.10 : **Scénario 4.** Comparaison des deux commandes.

D'après les précédentes comparaisons, la commande SMC permet d'avoir un plus faible écart type des couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} et des angles de calage des pales

β_1 et β_2, ce qui induit une diminution des oscillations et donc une plus faible charge mécanique. De plus, la commande SMC assure une production de puissance légèrement supérieure à celle induite par la commande type PI. L'augmentation de la puissance produite quand le système est commandé par une commande SMC par rapport à une commande PI peut paraître faible ; néanmoins, il s'agit d'un gain intéressant de la puissance vu les rentabilités limitées de ce système de génération d'énergie. Aussi, la commande SMC est plus performante que la commande PI sur les scénarios testés.

4.8 Commande par mode glissant d'ordre deux

Dans la section précédente a été présentée une architecture de commande basée sur la théorie des modes glissants. Les résultats ont montré son efficacité notamment en terme d'extraction de puissance et de réduction des charges mécaniques sur la structure. Cette stratégie de commande se base sur un terme discontinu, commutant à haute fréquence, qui a pour objectif de compenser les différentes perturbations (erreurs de modélisation, variations du vent) et d'assurer de la robustesse. Néanmoins, sa faiblesse à savoir le « *chattering* » ne peut être ignorée, en raison de la commande discontinue [111]-[112]. Ce phénomène peut induire de fortes oscillations du couple de la machine, et par conséquent une amplification des charges mécaniques de la structure, ce qui dégraderait la qualité de la puissance produite. Afin de réduire cet inconvénient, des approches, tel que la commande par mode glissant d'ordre deux, ont été introduites [33]-[68].

Dans cette section, deux lois de commande basées sur la théorie des modes glissants d'ordre deux sont présentées pour la structure SEREO. La première loi de commande est basée sur le *twisting* (TWC) [119]-[120]-[112] : il s'agit d'une méthode bien connue dont les avantages principaux résident dans le fait que le réglage est aisé, que l'établissement du régime glissant d'ordre deux en un temps fini est garanti, et qu'elle peut être appliquée à des systèmes ayant un degré relatif égal à 1 ou 2. Grâce à cette dernière propriété, le signal de la commande peut éventuellement être appliqué à la dérivée temporelle de l'entrée de commande du système, ce qui rend l'action plus douce. Ceci permet, alors, de réduire les oscillations du couple électromagnétique, et par conséquent les vibrations de la structure. L'inconvénient de cette approche est que la variable de glissement et sa dérivée temporelle doivent être connues.
Une autre solution appelée *super-twisting* [120] pourrait être utilisée ; cette stratégie peut être considérée comme une commande par retour de sortie (la commande ne dépend que de la variable de glissement et ne nécessite donc plus l'information de sa dérivée temporelle contrairement au *twisting*). Néanmoins, cet algorithme peut être seulement appliqué à des systèmes de degré relatif égal à 1. En raison de ce dernier inconvénient, le signal de la commande ne peut être appliqué à la dérivée de l'entrée de commande du système et la construction de la variable de glissement nécessite plus de dérivées.
Afin de surmonter cet inconvénient tout en utilisant seulement la variable de glissement, une stratégie récente [121] a été proposée ; elle est basée sur la commutation du gain à un instant adéquat, elle est applicable aux systèmes avec degré relatif égal à 1 ou 2 (tel le *twisting*), et elle n'utilise que la variable de glissement (tel le *super-twisting*).

Dans la suite, les performances de la loi de commande basée sur [121] (appelée *switching output feedback controller* et notée *SOFC*) sont comparées à celles obtenues par une commande type *twisting* (notée *TWC*) [120].

4.8.1 Conception des lois de commande

Les deux stratégies de commande *TWC* et *SOFC* sont appliquées sur le modèle complet de la structure SEREO (4.16)-(4.15)-(4.17)-(4.18)-(4.24) et calculées en tenant compte des hypothèses 4.5.1 et 4.5.2. Le système complet peut alors se mettre sous la forme suivante

$$\dot{x} = \bar{f} + \bar{g} \cdot \bar{u} \tag{4.49}$$

avec $\bar{f}$, $\bar{g}$, et les vecteurs x et $\bar{u}$ définis par (4.27)- (4.28)- (4.16)- (4.24).

L'objectif de commande étant défini par le vecteur y (4.37), le vecteur de glissement est défini

$$S = \begin{bmatrix} S_{\psi} \\ S_{\Omega 1} \\ S_{d1} \\ S_{\Omega 2} \\ S_{d2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \ddot{y}_1 + \lambda_{1\psi}\, \dot{y}_1 + \lambda_{2\psi}\, y_1 \\ \dot{y}_2 + \lambda_{\Omega 1}\, y_2 \\ y_3 \\ \dot{y}_4 + \lambda_{\Omega 2}\, y_4 \\ y_5 \end{bmatrix} \tag{4.50}$$

tel que $\lambda_{1\psi} = 2\,\xi\, w_n$, $\lambda_{2\psi} = w_n^2$. (ξ et w_n sont respectivement le coefficient d'amortissement et la pulsation propre de la dynamique de ψ, une fois que le régime glissant est établi). $\lambda_{\Omega 1}$ et $\lambda_{\Omega 2}$ sont des constantes positives. Pour chaque composante de S du système (4.50), le degré relatif est égal à 1. On obtient

$$\dot{S} \;=\; \varphi_1(\cdot) + \varphi_2(\cdot) \cdot \bar{u} \tag{4.51}$$

avec φ_1 et φ_2 données par (4.40)-(4.41). On admet l'hypothèse suivante

Hypothèse 4.8.1. *Les fonctions φ_1 et φ_2 sont dérivables sur l'espace opérationnel.* ■

Donc, la dérivée seconde de S s'écrit

$$\ddot{S} \;=\; \underbrace{\dot{\varphi}_1(\cdot) + \dot{\varphi}_2 \cdot \bar{u}}_{\bar{\varphi}_1(x,\bar{u})} + \varphi_2(\cdot) \cdot \dot{\bar{u}}. \tag{4.52}$$

Les fonctions $\bar{\varphi}_1$ et φ_2 sont obtenues à partir de (4.17) et (4.18). Les matrices $f(x)$ et $g(x)$ étant supposées incertaines, en supposant que les fonctions $\bar{\varphi}_1$ et φ_2 qui leurs sont associées peuvent être écrites

$$\begin{aligned} \bar{\varphi}_1 &= \bar{\varphi}_{1N} + \Delta\bar{\varphi}_1 \\ \varphi_2 &= \varphi_{2N} + \Delta\varphi_2, \end{aligned} \tag{4.53}$$

on définit la loi de commande $\dot{\bar{u}}$ par

$$\dot{\bar{u}} = \varphi_{2N}^{-1}\Big(- \bar{\varphi}_{1N} + \upsilon\Big). \tag{4.54}$$

Il faut noter que la fonction φ_2 est inversible dans le domaine d'opération. Cette caractéristique suppose également que φ_{2N} est inversible dans le domaine d'opération. Donc, en remplaçant $\dot{\bar{u}}$ (4.54) dans (4.52), on obtient

$$\ddot{S} \;=\; \Delta\bar{\varphi}_1 - \Delta\varphi_2\, \varphi_{2N}^{-1}\, \bar{\varphi}_{1N} + \Big(\mathbf{1}_{5\times 5} + \Delta\varphi_2\, \varphi_{2N}^{-1}\Big) \cdot \upsilon \tag{4.55}$$

avec

$$\upsilon = \begin{bmatrix} \upsilon_\psi & \upsilon_{\Omega 1} & \upsilon_{d1} & \upsilon_{\Omega 2} & \upsilon_{d2} \end{bmatrix}^T . \tag{4.56}$$

On pose

$$\begin{array}{rcl} \chi & = & \Delta\bar{\varphi}_1 - \Delta\varphi_2\, \varphi_{2N}^{-1}\, \bar{\varphi}_{1N} \\ \Psi & = & \left(\mathbf{1}_{5\times 5} + \Delta\varphi_2\, \varphi_{2N}^{-1}\right). \end{array} \tag{4.57}$$

En supposant que le terme d'incertitude $\Delta\varphi_2$ est très petit par rapport à φ_{2N} ($\Delta\varphi_2 << \varphi_{2N}$), ce qui est raisonnable d'un point de vue de pratique. Cela donne que le système (4.55) est suffisamment découplé de telle sorte que chaque composante du vecteur d'entrée de commande υ agisse principalement sur une composante de S. Le système (4.55) s'écrit

$$\begin{bmatrix} \ddot{S}_\psi \\ \ddot{S}_{\Omega 1} \\ \ddot{S}_{d1} \\ \ddot{S}_{\Omega 2} \\ \ddot{S}_{d2} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \chi_\psi \\ \chi_{\Omega 1} \\ \chi_{d1} \\ \chi_{\Omega 2} \\ \chi_{d2} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \Psi_\psi \\ \Psi_{\Omega 1} \\ \Psi_{d1} \\ \Psi_{\Omega 2} \\ \Psi_{d2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \upsilon_\psi \\ \upsilon_{\Omega 1} \\ \upsilon_{d1} \\ \upsilon_{\Omega 2} \\ \upsilon_{d2} \end{bmatrix} \tag{4.58}$$

On vérifie que, dans le domaine d'opération de la structure SEREO, il existe des bornes χ_{x}^M tel que $\mid \chi_{\mathrm{x}} \mid \leq \chi_{\mathrm{x}}^M$ avec $\mathrm{x} = \{\psi, i_{d1}, \Omega_1, i_{d2}, \Omega_2\}$. La loi de commande υ est basée sur l'approche *TWC* d'une part, et l'approche *SOFC* d'autre part.

4.8.1.1 Commande type *twisting (TWC)* [120]

La commande *TWC* est applicable aux systèmes avec un degré relatif égal à 1 ou 2 [6], et assure l'établissement d'un régime glissant d'ordre deux par rapport à la variable de glissement en un temps fini. L'algorithme du *twisting* [120]-[119] s'écrit pour chaque composante de υ

$$\upsilon_{\mathrm{x}} = -K_1^{\mathrm{x}} \cdot \mathrm{sign}(S_{\mathrm{x}}) - K_2^{\mathrm{x}} \cdot \mathrm{sign}(\dot{S}_{\mathrm{x}}). \tag{4.59}$$

À partir de [120], afin d'assurer l'établissement d'un régime glissant d'ordre deux par rapport à S en un temps fini *i.e.* $S = \dot{S} = 0$, les gains K_1^{x} et K_2^{x} doivent satisfaire les conditions suivantes

$$\begin{array}{rcl} K_2^{\mathrm{x}} & > & \chi_{\mathrm{x}}^M \\ K_1^{\mathrm{x}} & > & K_2^{\mathrm{x}} + \chi_{\mathrm{x}}^M \end{array} \tag{4.60}$$

■

4.8.1.2 Commande type *switching output feedback controller (SOFC)* [121]-[123]

Comme présentée au début de la section 4.8, la commande *SOFC* a été proposée afin d'éliminer l'utilisation de la dérivée temporelle de la variable de glissement dans la commande. Contrairement au *super-twisting*, cette approche est applicable aux systèmes à degré relatif égal à 1 ou 2. Elle assure l'établissement d'un régime glissant d'ordre deux en un temps fini, en utilisant seulement la variable de glissement. Une version échantillonnée de

[6] L'application du *twisting* à un système avec degré relatif égal à 1 induit que la discontinuité agit sur la dynamique de l'entrée de commande [122].

la commande est définie, avec T_e étant la période d'échantillonnage, chaque composante du vecteur v étant définie par [121]-[123]-[124] ($k \in I\!N$, $k > 0$

$$v_{\mathrm{x}} = -K_{\mathrm{x}} \cdot \mathrm{sign}(S_{\mathrm{x}}(kT_e)) \tag{4.61}$$

avec K_{x} satisfaisant

$$\begin{aligned} K_{\mathrm{x}} &= \begin{cases} K_{\mathrm{x}}^m \text{ si } & t \in \mathcal{T} \\ \gamma_{\mathrm{x}}\, K_{\mathrm{x}}^m \text{ si } & t \notin \mathcal{T} \end{cases} \\ \mathcal{T} &= \{t \mid k \geq 1,\ kT_e \leq t < (k+1)T_e \ \text{ et } \ \mathrm{sign}(S_{\mathrm{x}}(kT_e)) \neq \mathrm{sign}(S_{\mathrm{x}}((k-1)T_e))\} \end{aligned} \tag{4.62}$$

avec

$$K_{\mathrm{x}}^m > \chi_{\mathrm{x}}^M$$

et $\gamma_{\mathrm{x}} > 1$ suffisamment grand. Pour $t \in [0, T_e[$, $\gamma_{\mathrm{x}}\, K_{\mathrm{x}}^m$. Cette loi de commande permet d'assurer l'établissement d'un mode glissant d'ordre deux réel [120], *i.e.* dans un temps fini, on obtient alors ($\mu_1, \mu_2 > 0$)

$$|S_{\mathrm{x}}| \leq \mu_1 T_e^2$$

et

$$|\dot{S}_{\mathrm{x}}| \leq \mu_2 T_e.$$

.

4.8.2 Résultats de simulation

4.8.2.1 Trajectoires de référence et réglage des paramètres de la commande.

Comme précédemment, les approches de commande proposées visent à assurer une énergie optimale, à réduire les oscillations du couple électromagnétique, et à maintenir la structure face au vent. Le premier objectif est atteint en contrôlant les vitesses de rotation Ω_1 et Ω_2 à la même valeur optimale Ω^* (4.2), en substituant λ par sa valeur optimale λ_{opt}. Afin de réduire les oscillations des couples électromagnétiques, les courants directs i_{d1} et i_{d2} sont asservis à zéro. Pour maintenir la structure face au vent, l'angle d'orientation ψ doit suivre la variation de la direction du vent α.
Afin de réaliser tous ces objectifs, les paramètres des lois de commande *TWC* et *SOFC* ont été réglés afin d'obtenir les meilleurs performances (par rapport au temps de réponse, à l'optimisation de la puissance, à la limitation du « *chattering* » et à la réduction des oscillations des couples) ; les valeurs de ces paramètres sont résumées dans la Table 4.11

TWC	*SOFC*
$\lambda_{1\psi} = 0.5$, $\lambda_{2\psi} = 0.25$, $K_{1\psi} = 10$	$\lambda_{1\psi} = 0.5$, $\lambda_{2\psi} = 0.25$, $K_{m\psi} = 7.5$,
$K_{2\psi} = 2.5$	$\gamma_{\psi} = 0.95$, $T_e = 0.01$
$K_{1\Omega i} = 100$, $K_{2\Omega i} = 25$	$\alpha_{\Omega i} = 10$, $K_{m\Omega i} = 80$
$\alpha_{\Omega i} = 10$	$\gamma_{\Omega i} = 1.25$
$K_{1\,di} = 1.5$, $K_{2\,di} = 0.1$	$K_{mdi} = 0.5$, $\gamma_{di} = 0.15$

TABLE 4.11 : Paramètres des lois de commande *TWC* et *SOFC*.

Scénario 2 : la structure n'est pas face au vent.

Les résultats obtenus par les deux lois de commande sont comparés grâce aux mêmes indicateurs que précédemment, à savoir la valeur maximale et l'écart-type du couple des deux génératrices, et la valeur moyenne de la puissance produite. Il faut noter que ces indicateurs ont été prélevés sur toute la plage de simulation, (*i.e.* de 0 à 100 *sec*).

Un bruit blanc est considéré sur les principales variables mesurées, tel que l'angle d'orientation ψ, les vitesses Ω_1, Ω_2, et les courants directs i_{d1}, i_{d2}. La grandeur du bruit a été fixée par rapport à la valeur nominale de la variable mesurée (voir Table 4.12). Les première et seconde dérivées du vecteur de sortie y (4.37) sont estimées par un dérivateur filtré par un système du premier ordre, avec une constante de temps égale à 10^{-3} *sec*.

Variable mesurée	Amplitude de bruit (%)
Angle d'orientation ψ	5
Vitesses Ω_1, Ω_2	2
Courants i_{d1}, i_{d2}	2

TABLE 4.12 : Caractéristiques du bruit de mesure.

Pour rappel, le profil de la vitesse du vent est modélisé par (le même scénario utilisé pour la commande standard par modes glissant est considéré)

$$V = \left(V_m + \bar{V}\right) \cdot \cos(\psi - \alpha)$$

avec V_m la vitesse du vent moyenne réglée à 10.5 m/s, et $\overline{V}$ le terme variable dans le temps défini par un bruit blanc. Le profil de vitesse du vent variant dans le temps appliqué à la structure SEREO est montré Figure 4.13. La direction du vent varie selon trois valeurs 0°, 10°, 30°.

Les Figures 4.13-Milieu et -Bas montrent respectivement les angles de calage et le coefficient de puissance des deux éoliennes. On constate que, pendant la phase d'orientation face au vent, les angles de calage β_1 et β_2 sont actionnés pour générer un couple de rotation de la structure, grâce à la différence des forces de traînée. Durant ce mouvement, le coefficient de puissance n'est pas optimal. La variation de l'angle de calage est plus grande lorsque le *TWC* est appliqué alors que le temps de réponse est plus grand ; cela a pour effet de dégrader le coefficient de puissance (voir Figure 4.13-Bas). Le suivi de la direction α est montré Figure 4.13-Haut-Droite. Une différence notable entre les deux commandes est le temps de convergence, la commande *SOFC* étant plus rapide.
Les principaux résultats de la partie électrique sont donnés Figure 4.14. La vitesse de rotation Ω_1 et l'erreur $\Omega_1 - \Omega^*$ montrent un bon suivi pour les deux approches ; néanmoins, avec la commande type *TWC*, une erreur de poursuite plus élevée apparaît pendant la phase d'orientation (voir Figure 4.14-Haut-Droite). Cette erreur est due à la non-optimalité des angles de calage (*i.e.* les coefficients de puissance), servant à la rotation de la structure. Les Figures 4.14-Milieu et -Bas montrent respectivement les couples électromagnétiques et les puissances générées par les deux éoliennes.
La Table 4.13 montre l'évaluation des oscillations des couples électromagnétique à travers leurs valeurs maximales (Max) et leurs écarts-type (STD), et la valeur moyenne de la puis-

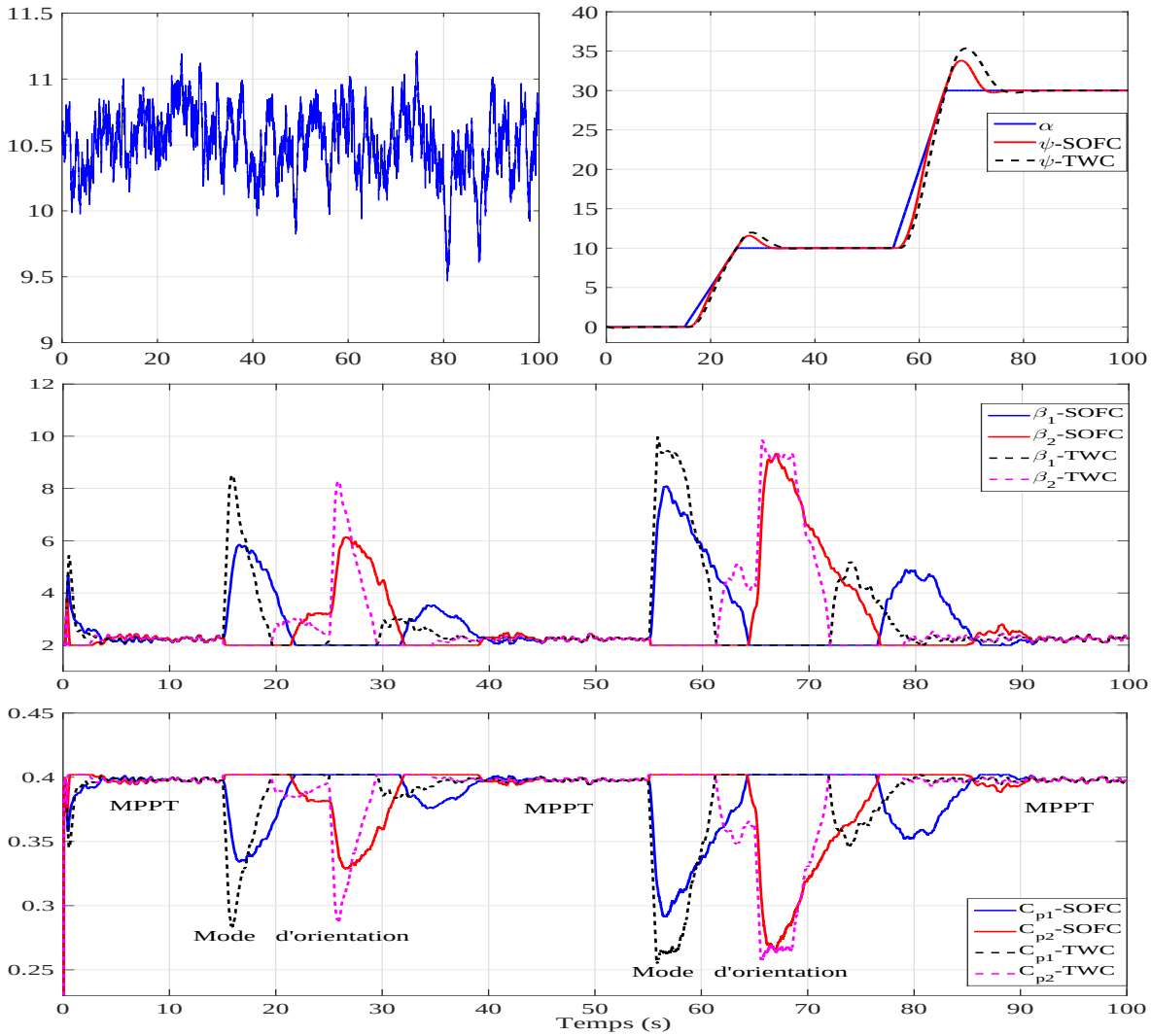


FIGURE 4.13 : **Scénario 2.** - **Haut-gauche** - Vitesse de vent (m/s) en fonction du temps (sec). **Haut-doite** - Angle d'orientation ψ (°) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Angles de calage β_1 et β_2 (°) en fonction du temps (sec). **Bas** - Coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec).

sance[7] générée par les deux éoliennes. Il apparaît que, la stratégie *SOFC* permet d'obtenir un écart-type de Γ_{em1} plus faible et permet de générer une plus grande quantité de puissance par rapport à la stratégie *TWC*. Le maximum de Γ_{em1} est également plus faible avec la commande *SOFC*. L'évolution de la puissance totale (éolienne 1 + éolienne 2) générée par la stratégie *SOFC* par rapport à la stratégie *TWC* est de $+0.4\,\%$. En conclusion, la commande *SOFC* permet de réduire la variation des couples électromagnétiques, ce qui atténue la fatigue de la structure, tout en assurant une production de puissance plus grande .

Les Tables 4.14 et 4.15 montrent la comparaison des performances entre les commandes par mode glissant d'ordre deux (*SOFC* et *TWC*) et la commande mode glissant standard (*SMC*) présentée précédemment (Scénario 2, voir Section 4.7.3). À partir de ces tables (pour l'éolienne 1), il apparaît que les stratégies *SOFC* et *TWC* permettent d'obtenir un

[7]Il s'agit de la valeur moyenne de la puissance produite, calculée sur tout l'intervalle de simulation (100 *sec*).

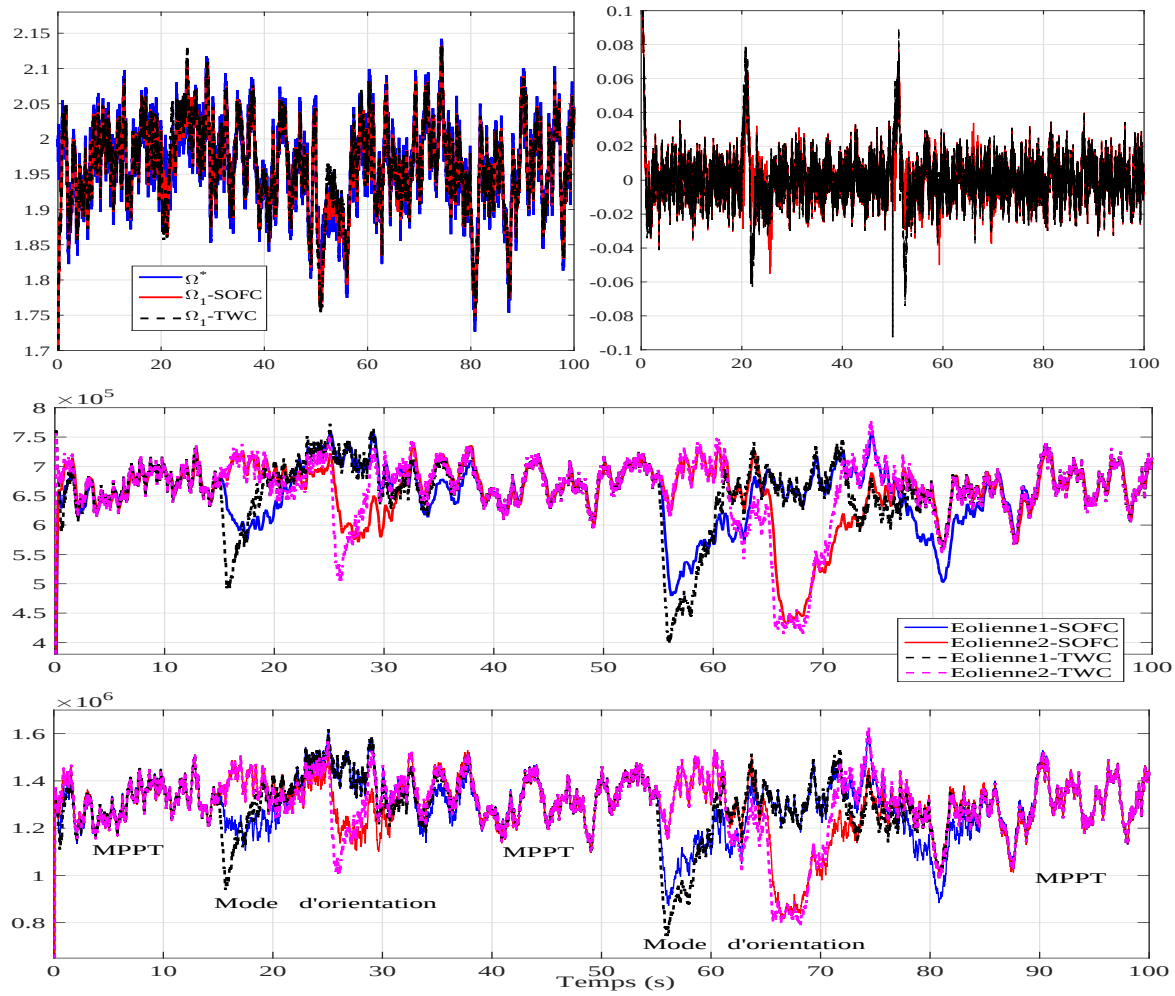


FIGURE 4.14 : **Scénario 2.** - **Haut-gauche** - Vitesse de rotation Ω_1 rad/s en fonction du temps (sec). **Haut-droite** - Erreur de suivi de la vitesse $\Omega_1 - \Omega^*$ (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} ($N.m$) en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissance générée par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec).

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	***TWC***	***SOFC***	***TWC***	***SOFC***
Max Γ_{emi} $(kN.m)$	759.02	756	767.15	748
Évolution en % $SOFC/TWC$	$-0.4\,\%$		$-2.5\,\%$	
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	57.5	53.94	62	58.24
Évolution en % $SOFC/TWC$	$-6.2\,\%$		$-6.06\,\%$	
Puissance moyenne (MW)	1.293	1.297	1.2933	1.3
Évolution en % $SOFC/TWC$	$+0.31\,\%$		$+0.52\,\%$	

TABLE 4.13 : **Scénario 2.** Indicateurs de performance des lois de commande

écart type de Γ_{em1} plus faible par rapport à celui obtenu avec la stratégie SMC. La production de puissance est la même avec toutes les stratégies, avec une production légèrement plus élevée avec les stratégies $SOFC$ et TWC. En effet, la différence de la puissance totale (éolienne 1 + éolienne 2) des stratégie $SOFC$ et SMC est de 24 kW, tandis qu'elle est

égale à 13.3 kW avec les stratégies TWC et SMC.

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	***SMC***	***SOFC***	***SMC***	***SOFC***
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	67.6	53.94	73.437	58.24
Évolution $SOFC/SMC$ (%)	$-20.2\,\%$		$-20.7\,\%$	
Puissance moyenne (MW)	1.2858	1.297	1.2872	1.3
Évolution $SOFC/SMC$ (%)	$+0.87\,\%$		$+1\,\%$	

TABLE 4.14 : **Scénario 2.** Indicateurs de performance des lois de commande $SOFC$ et SMC.

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	***SMC***	***TWC***	***SMC***	***TWC***
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	67.6	57.5	73.437	62
Évolution TWC/SMC (%)	$-14.94\,\%$		$-15.57\,\%$	
Puissance moyenne (MW)	1.2858	1.293	1.2872	1.2933
Évolution TWC/SMC (%)	$+0.56\,\%$		$+0.47\,\%$	

TABLE 4.15 : **Scénario 2.** Indicateurs de performance des lois de commande TWC et SMC.

Scénario 3 : analyse de robustesse.

On suppose qu'il y a des incertitudes sur l'inertie K_r, sur le coefficient de frottement D_r, et sur l'inertie totale (turbine+génératrice) J égales à 20 % par rapport aux valeurs nominales.
Les principaux résultats de la partie mécanique (angle d'orientation, angles de calage, coefficient de puissance) sont montrés Figure 4.15, tandis que les résultats de la partie électrique (vitesses de rotation, couples électromagnétiques, puissances générées) sont illustrés Figure 4.16.

La présence des incertitudes induit une faible variation du temps de convergence par rapport au Scénario 2 pour le suivi de la direction du vent (Figure 4.15-Haut). Cette variation est accompagnée d'une faible augmentation des angles de calage β_1 et β_2 (Figure 4.15-Milieu).

À partir de la Table 4.16, et en comparant avec le Scénario 2, il apparaît que la variation de la valeur maximale et de l'écart-type des couples Γ_{em1} et Γ_{em2} est plus grande avec la stratégie de commande TWC. Par exemple, en considérant la commande TWC, la valeur de l'écart-type du couple $\Gamma_{em\,1}$ passe de $57.5\,kN.m$ à $66.61\,kN.m$, soit une différence de $9.11\,kN.m$. Par contre, avec la stratégie $SOFC$, cette grandeur passe de $53.94\,kN.m$ à $59.75\,kN.m$, soit une augmentation de $5.81\,kN.m$. Cela montre que la commande $SOFC$ est moins affectée par la variation paramétrique. De plus, la différence de la puissance générée (éolienne 1 + éolienne 2) par les deux lois de commande passe de $31.5\,kW$ à $59.6\,kW$ en faveur de l'approche $SOFC$. On peut donc conclure que la stratégie $SOFC$ est

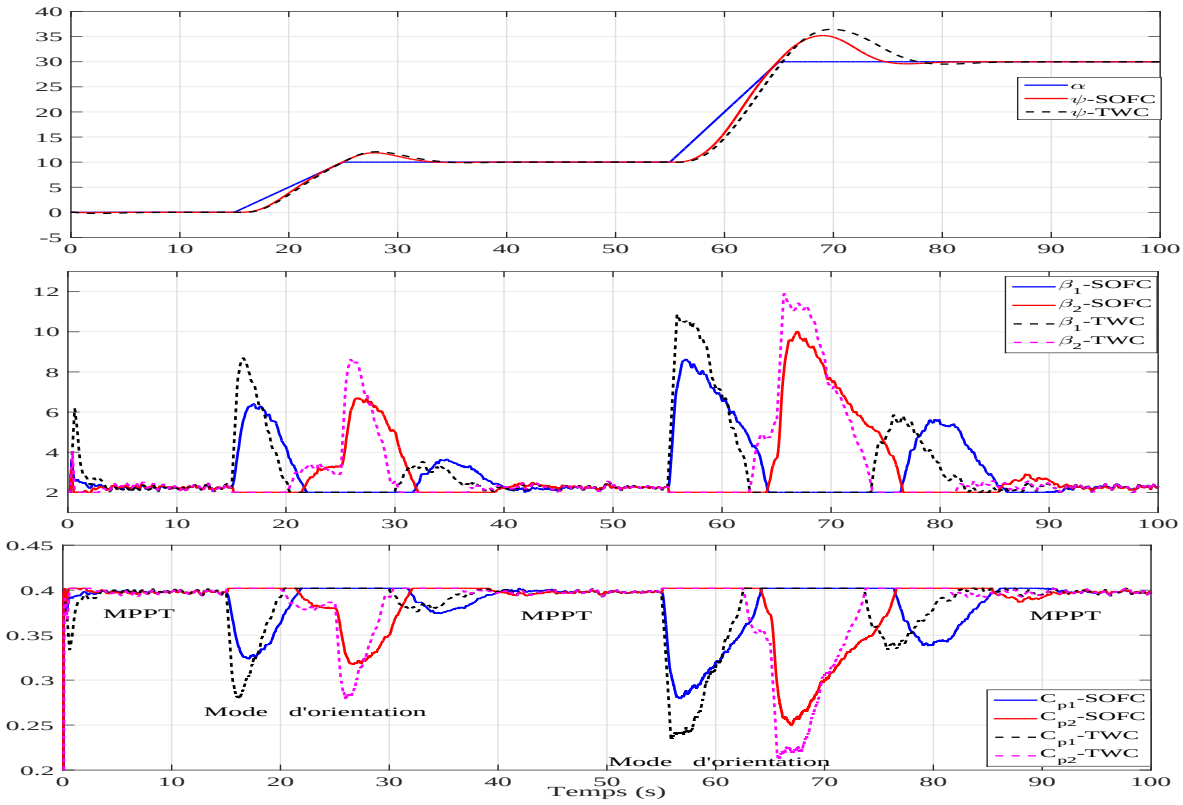


FIGURE 4.15 : **Scénario 3.** - **Haut** - Angle d'orientation ψ (°) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Angles de calage β_1 et β_2 (°) en fonction du temps (sec). **Bas** - Coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec).

plus efficace que la méthode TWC malgré les incertitudes paramétriques.

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	***TWC***	***SOFC***	***TWC***	***SOFC***
Max Γ_{emi} $(kN.m)$	794	767	794.62	756.3
Évolution $SOFC/TWC$ (%)	$-3.4\,\%$		$-4.82\,\%$	
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	66.61	59.75	74	64.51
Évolution $SOFC/TWC$ (%)	$-10.3\,\%$		$-12.82\,\%$	
Puissance moyenne (MW)	1.282	1.288	1.2801	1.2884
Évolution $SOFC/TWC$ (%)	$+0.46\,\%$		$+0.64\,\%$	

TABLE 4.16 : **Scénario 3.** Indicateurs de performance des lois de commande.

Les tables 4.16, 4.17 et 4.18 résument les principales comparaisons des lois de commande par mode glissant d'ordre deux $SOFC$ et TWC et la stratégie par mode glissant standard SMC. À partir de ces tables, et en comparant avec le scénario précédent, il apparaît que la variation de l'écart type de Γ_{em1} est plus grande avec la stratégie SMC. En effet, la valeur de l'écart type de Γ_{em1} passe de $67.6\,kN.m$ à $79.118\,kN.m$ avec la stratégie SMC, soit une augmentation de $11.518\,kN.m$. Par contre, cette augmentation est de $9.11\,kN.m$ avec la commande TWC et $5.81\,kN.m$ avec la commande $SOFC$. Cela montre que les commandes $SOFC$ et TWC sont moins affectées par les variations paramétriques. La puissance pro-

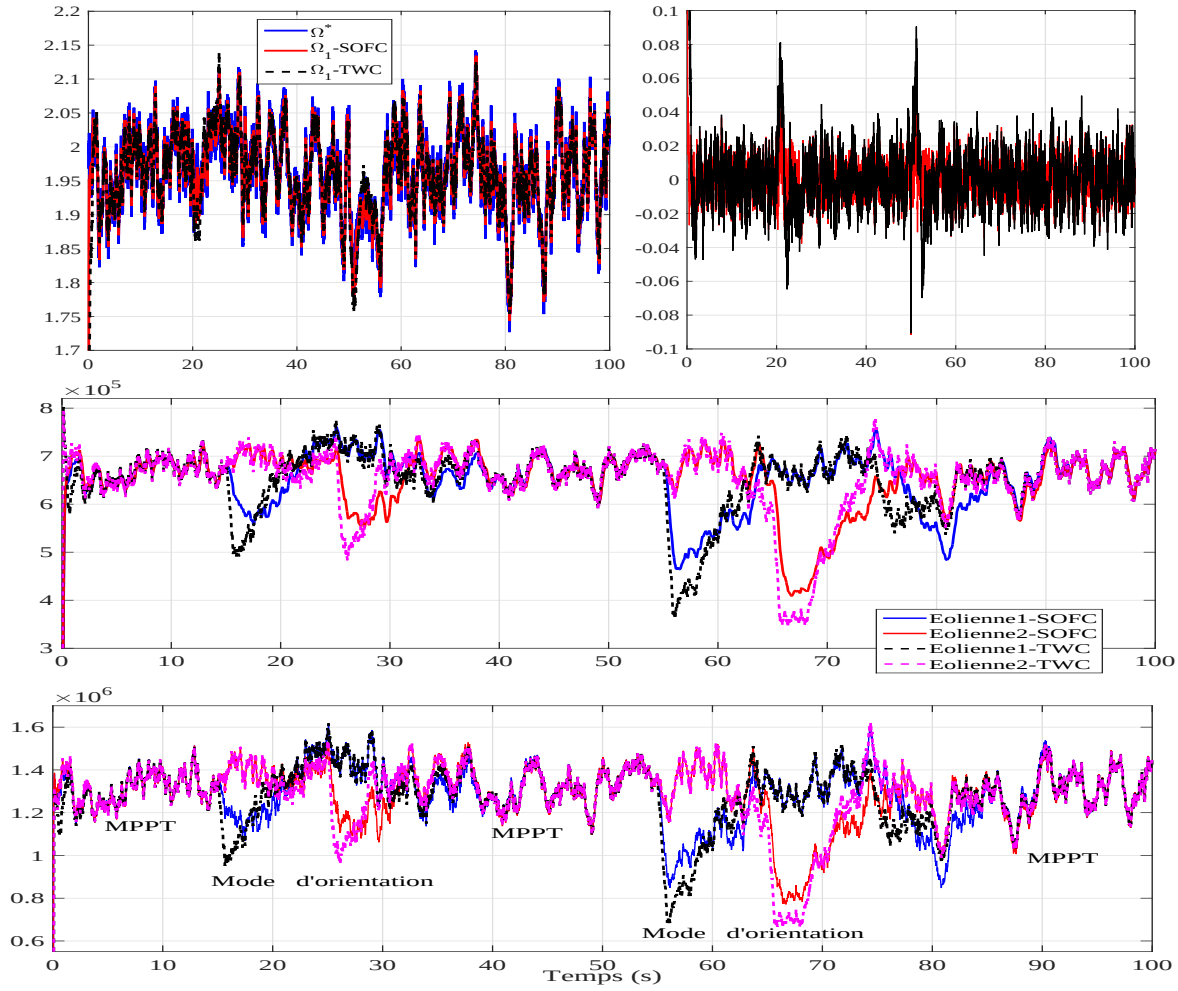


FIGURE 4.16 : **Scénario 3.** - **Haut-gauche** - Vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Haut-droite** - Erreur de suivi $\Omega_1 - \Omega^*$ (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu** - Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissance générée par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec).

duite (pour éolienne 1) passe de $1.2858\,MW$ à $1.2709\,MW$ avec la commande *SMC*, soit une différence de $15\,kW$. Cette différence est de $11\,kW$ et $9\,kW$ pour les stratégies *TWC* et *SOFC* respectivement, en faveur de l'approche *SOFC*. On peut donc conclure que les stratégies *SOFC* et *TWC* sont plus efficaces que la méthode *SMC* face aux incertitudes paramétriques, ainsi l'utilisation de la commande *SOFC* semble plus intéressant pour la réduction des oscillations des couples électromagnétiques, ce qui nécessite moins de sollicitations sur la structure.

4.9 Commande *backstepping* avec action intégrale [9]

L'approche *backstepping* développée au Chapitre 3 est maintenant appliquée à la structure SEREO. Vu que cette commande sera appliquée sur un modèle réduit (dynamiques mécaniques seulement), les résultats obtenus ne seront pas comparés à ceux obtenus précédemment. Il a été vu, au cours du Chapitre 3, que les entrées de commande se calculent étape par étape et d'une manière récursive. En se basant sur les travaux de [4]-[52], dans ce chapitre, une action intégrale sera ajoutée afin d'améliorer la robustesse du système

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	***SMC***	***SOFC***	***SMC***	***SOFC***
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	79.118	59.75	85.962	64.51
Évolution $SOFC/SMC$ (%)	$-24.5\,\%$		$-25\,\%$	
Puissance moyenne (MW)	1.2709	1.288	1.2731	1.2884
Évolution $SOFC/SMC$ (%)	$+1.34\,\%$		$+1.2\,\%$	

TABLE 4.17 : **Scénario 3.** Indicateurs de performance des lois de commande *SOFC* et *SMC*.

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	***SMC***	***TWC***	***SMC***	***TWC***
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	79.118	66.61	85.962	74
Évolution TWC/SMC (%)	$-15.8\,\%$		$-13.91\,\%$	
Puissance moyenne (MW)	1.2709	1.282	1.2731	1.2801
Évolution TWC/SMC (%)	$+0.87\,\%$		$+0.54\,\%$	

TABLE 4.18 : **Scénario 3.** Indicateurs de performance des lois de commande *TWC* et *SMC*.

face aux perturbations et aux erreurs de modélisation.

Remarque 4.4. *Étant donné que l'objectif n'est pas de comparer les résultats obtenus précédemment, des scénarios différents seront considérés.* ■

Modèle réduit.

Un modèle réduit de la structure SEREO est utilisé pour la conception des lois de commande type *integral backstepping* afin d'améliorer la robustesse du système face aux différentes perturbations (variations du vent, erreurs de modélisation) tout en diminuant les charges sur la structure.
Ce modèle ne va prendre en considération que les dynamiques mécaniques, à savoir la rotation de la structure face au vent ψ, et les vitesses de rotation Ω_1 et Ω_2. La commande des courants i_{d1} et i_{d2} est supposée assurée. Les vitesses de rotation sont asservies par les couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2}. Or ces vitesses sont commandées en cascade avec les courants i_{q1} et i_{q2} par une action sur les tensions V_{q1} et V_{q2}. En outre, les couples Γ_{em1} et Γ_{em2} sont proportionnels aux courants i_{q1} et i_{q2} si les courants i_{d1} et i_{d2} sont forcés à zéro (voir Chapitre 2-(2.21)). Dans le cadre du modèle réduit développé ci-dessous, on pose l'hypothèse suivante :

Hypothèse 4.9.1. *La commande des courants directs i_{di} et quadratiques i_{qi} est assurée et parfaite.* ■

Le fait de ne pas considérer la commande des courants induit un modèle réduit qui s'écrit

$$\begin{aligned}
\dot{\beta}_1 &= \frac{1}{T_{\beta_1}}\left(\beta_1^{opt} + \Delta\beta\right) - \frac{1}{T_{\beta_1}}\beta_1 \\
\dot{\beta}_2 &= \frac{1}{T_{\beta_2}}\left(\beta_2^{opt} - \Delta\beta\right) - \frac{1}{T_{\beta_2}}\beta_2 \\
\ddot{\psi} &= -\frac{D_r}{K_r}\dot{\psi} + \frac{1}{2\,K_r}\,\rho\,\pi\,L\,(R_t\,V\,\cos(\psi-\alpha))^2\,[\mathcal{A}_1 - \mathcal{A}_2 + \mathcal{B}_1\cdot\beta_1 - \mathcal{B}_2\cdot\beta_2] \\
\dot{\Omega}_1 &= \frac{1}{J}\,\Gamma_{a1}(\beta_1,\Omega_1,V,\psi) - \frac{1}{J}\,\Gamma_{em1} - \frac{f_v}{J}\Omega_1 \\
\dot{\Omega}_1 &= \frac{1}{J}\,\Gamma_{a2}(\beta_2,\Omega_2,V,\psi) - \frac{1}{J}\,\Gamma_{em2} - \frac{f_v}{J}\Omega_2.
\end{aligned} \tag{4.63}$$

À partir de (4.63), le modèle non linéaire réduit du système SEREO se met sous la forme

$$\dot{x_r} = f_r(x_r) + g_r(x_r)\cdot u_r \tag{4.64}$$

avec x_r et u_r définis respectivement par

$$x_r = \begin{bmatrix} \beta_1 \\ \beta_2 \\ \psi \\ \dot{\psi} \\ \Omega_1 \\ \Omega_2 \end{bmatrix}, \quad u_r = \begin{bmatrix} \beta_1^{opt} + \Delta\beta \\ \beta_2^{opt} - \Delta\beta \\ \Gamma_{em1} \\ \Gamma_{em2} \end{bmatrix}. \quad \left(\beta_1^{opt} + \Delta\beta_1 = \beta_1^*, \;\; \beta_2^{opt} + \Delta\beta_2 = \beta_2^*\right) \tag{4.65}$$

Le vecteur $f_r(x_r)$ et la matrice $g_r(x_r)$ s'écrivent

$$f_r = \begin{bmatrix} -\frac{1}{T_{\beta 1}}\beta_1 \\ -\frac{1}{T_{\beta 2}}\beta_2 \\ \dot{\psi} \\ \frac{1}{K_r}\left(-D_r\;\dot{\psi} + \varphi(\psi,\beta_1,\beta_2,\Omega_1,\Omega_2)\;L\right) \\ \frac{1}{J}\Gamma_{a1}(\beta_1,\Omega_1,V,\psi) - \frac{f_v}{J}\,\Omega_1 \\ \frac{1}{J}\Gamma_{a2}(\beta_2,\Omega_2,V,\psi) - \frac{f_v}{J}\,\Omega_2 \end{bmatrix} \tag{4.66}$$

$$g_r = \begin{bmatrix} \frac{1}{T_{\beta 1}} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{T_{\beta 2}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{-1}{J} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{-1}{J} \end{bmatrix}. \tag{4.67}$$

Remarque 4.5. *Pour la stratégie de commande backstepping avec action intégrale, les Hypothèses 4.5.1 et 4.5.2 ainsi les expressions (4.19)-(4.20)- (4.22) seront considérées.* ■

Comme mentionné précédemment, l'orientation de la structure face au vent se fait grâce à la modification des angles de calage et par le biais de l'entrée de commande $\Delta\beta$. Cette entrée de commande apparaît dans la dérivée des angles de calages β_1 et β_2. Afin de prendre en compte cela, on introduit un nouveau vecteur de commande $\bar{u}_r$ qui contient cette entrée de commande, et s'écrit

$$\bar{u}_r = \begin{bmatrix} \Delta\beta & \Gamma_{em1} & \Gamma_{em2} \end{bmatrix}^T. \tag{4.68}$$

Les vecteurs d'entrée u_r et $\bar{u}_r$ sont liés par la relation

$$u_r = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot \bar{u}_r + \begin{bmatrix} \beta_{opt} \\ \beta_{opt} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}. \tag{4.69}$$

4.9.1 Commande en vitesse des éoliennes

Dans un premier temps, la commande de la vitesse de rotation des deux éoliennes est étudiée. Les deux vitesses sont commandées par l'ajustement des couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2}, qui sont des entrées de commande. On considère le système (4.64)-(4.69), et on définit l'erreur de vitesse par ($i \in \{1, 2\}$)

$$Z_{\Omega i} = \Omega^* - \Omega_i + k'_{\Omega i} \int_0^t (\Omega^* - \Omega_i)\, \mathrm{d}\tau \quad (k'_{\Omega i} > 0). \tag{4.70}$$

La dérivée temporelle de l'erreur de vitesse est donnée par

$$\dot{Z}_{\Omega i} = \dot{\Omega}^* - \frac{1}{J}\Gamma_{ai} + \frac{1}{J}\Gamma_{emi} + \frac{f_v}{J}\Omega_i + k'_{\Omega i}(\Omega^* - \Omega_i). \tag{4.71}$$

En se basant sur l'approche *bakstepping* [76]-[4], les entrées de commande sont définies par

$$\begin{aligned} \Gamma_{em1} &= J\left(- C_{\Omega 1} Z_{\Omega 1} - \dot{\Omega}^* + \frac{1}{J}\Gamma_{a1} - \frac{f_v}{J}\Omega_1 - k'_{\Omega 1}(\Omega^* - \Omega_1)\right) \\ \Gamma_{em2} &= J\left(- C_{\Omega 2} Z_{\Omega 2} - \dot{\Omega}^* + \frac{1}{J}\Gamma_{a2} - \frac{f_v}{J}\Omega_2 - k'_{\Omega 2}(\Omega^* - \Omega_2)\right). \end{aligned} \tag{4.72}$$

La stabilité des deux boucles de vitesse est vérifiée par le choix de deux fonctions candidates de Lyapunov définies par

$$\begin{aligned} V_{\Omega 1} &= \frac{1}{2} Z_{\Omega 1}^2 \\ V_{\Omega 2} &= \frac{1}{2} Z_{\Omega 2}^2. \end{aligned} \tag{4.73}$$

La dérivée des deux fonctions $V_{\Omega 1}$ et $V_{\Omega 2}$ s'écrit

$$\begin{aligned} \dot{V}_{\Omega 1} &= Z_{\Omega 1}\Big(\dot{\Omega}^* - \frac{1}{J}\Gamma_{a1} + \frac{1}{J}\Gamma_{em1} + \frac{f_v}{J}\Omega_1 + k_1'\left(\Omega^* - \Omega_1\right)\Big) \\ \dot{V}_{\Omega 2} &= Z_{\Omega 2}\Big(\dot{\Omega}^* - \frac{1}{J}\Gamma_{a2} + \frac{1}{J}\Gamma_{em2} + \frac{f_v}{J}\Omega_2 + k_2'\left(\Omega^* - \Omega_2\right)\Big). \end{aligned} \tag{4.74}$$

En substituant (4.72) dans les deux équations (4.74), on obtient

$$\begin{aligned} \dot{V}_{\Omega 1} &= -C_{\Omega 1}\, Z_{\Omega 1}^2 \\ \dot{V}_{\Omega 2} &= -C_{\Omega 1}\, Z_{\Omega 2}^2. \end{aligned} \tag{4.75}$$

Ces dérivées sont négatives si $C_{\Omega 1}$ et $C_{\Omega 2}$ sont des constantes positives. Cela assure la convergence de Ω_i vers Ω^*.

4.9.2 Commande de l'angle d'orientation

Afin de maintenir l'alignement de la structure SEREO par rapport à la direction du vent, l'angle $\psi - \alpha$ doit être forcé à zéro. Étant donné que l'entrée de commande $\Delta\beta$, assurant la rotation face au vent, apparait dans la troisième dérivée de ψ (voir système (4.64)-(4.69)), le calcul de cette loi de commande se fait en trois étapes. Au cours des deux premières étapes, deux commandes virtuelles sont calculées afin de stabiliser les deux dynamiques $\dot{\psi}$ et $\ddot{\psi}$.

Étape 1. On définit avec $\psi^* = \alpha$

$$Z_1 = \psi - \psi^* + k_{\psi 1}' \int_0^t (\psi - \psi^*)\,\mathrm{d}\tau \quad (k_{\psi 1}' > 0) \tag{4.76}$$

La dérivée de (4.76) s'écrit

$$\dot{Z}_1 = \dot{\psi} - \dot{\psi}^* + k_{\psi 1}'(\psi - \psi^*). \tag{4.77}$$

La commande virtuelle est choisie comme

$$\dot{\psi}^* = -C_{\psi 1}\, Z_1 \; + \; \dot{\psi} \; + \; k_{\psi 1}'(\psi - \psi^*) \tag{4.78}$$

Une fonction candidate de Lyapunov ainsi sa dérivée sont données par

$$V_1 = \frac{1}{2} Z_{\psi 1}^2 \tag{4.79}$$

$$\dot{V}_1 = Z_1 \left(\dot{\psi} - \dot{\psi}^* + k_{\psi 1}'(\psi - \psi^*)\right). \tag{4.80}$$

En remplaçant (4.78) dans (4.80), on obtient

$$\dot{V}_1 = -C_{\psi 1}\, Z_1^2 \tag{4.81}$$

qui est négatif si $C_{\psi 1} > 0$.

Étape 2. On définit maintenant l'erreur de la dynamique de l'angle ψ par

$$Z_2 = \dot{\psi} - \dot{\psi}^* + k'_{\psi 2} \int_0^t (\dot{\psi} - \dot{\psi}^*)\, \mathrm{d}\tau \quad (k'_{\psi 2} > 0). \tag{4.82}$$

La dérivée de Z_2 est donnée par

$$\dot{Z}_2 = \ddot{\psi} - \ddot{\psi}^* + k'_{\psi 2}(\dot{\psi} - \dot{\psi}^*). \tag{4.83}$$

Afin d'assurer la stabilité de la dynamique de l'angle d'orientation, on choisit la commande virtuelle suivante

$$\ddot{\psi}^* = -C_{\psi 2}\, Z_2 + \ddot{\psi} + k'_{\psi 2}(\dot{\psi} - \dot{\psi}^*). \tag{4.84}$$

La fonction candidate de Lyapunov est choisie comme

$$V_2 = V_1 + \frac{1}{2} Z_2^2. \tag{4.85}$$

Prenant en compte l'expression (4.83), la dérivée de (4.85) vaut

$$\dot{V}_2 = \dot{V}_1 + Z_2 \left(\ddot{\psi} - \ddot{\psi}^* + k'_{\psi 2}(\dot{\psi} - \dot{\psi}^*) \right). \tag{4.86}$$

En substituant (4.84) dans (4.86), on a

$$\dot{V}_2 = -C_{\psi 1}\, Z_1^2 - C_{\psi 2}\, Z_2^2 \tag{4.87}$$

qui est négatif si $C_{\psi 1}, C_{\psi 2} > 0$.

Étape 3. Finalement, afin de calculer la commande réelle $\Delta\beta$, on définit

$$Z_3 = \ddot{\psi} - \ddot{\psi}^* + k'_{\psi 3} \int_0^t (\ddot{\psi} - \ddot{\psi}^*)\, \mathrm{d}\tau \quad (k'_{\psi 3} > 0). \tag{4.88}$$

La dérivée de Z_3 est donnée par

$$\dot{Z}_3 = \dddot{\psi} - \dddot{\psi}^* + k'_{\psi 3}(\ddot{\psi} - \ddot{\psi}^*). \tag{4.89}$$

On rappelle ici que la dynamique de l'angle d'orientation est définie par une équation différentielle du deuxième ordre (voir (4.63)). On obtient alors

$$\begin{aligned} \dddot{\psi} &= \frac{-D_r}{K_r}\, \ddot{\psi} + \frac{L}{K_r} \Big[\mathcal{B}_1\, \beta_1 - \mathcal{B}_2\, \beta_2 \Big]\, \dot{\mathcal{C}} + \frac{L}{K_r}\, \mathcal{C} \Big[\dot{\mathcal{A}}_1 - \dot{\mathcal{A}}_2 + \dot{\mathcal{B}}_1\, \beta_1 \\ &+ \mathcal{B}_1\, \dot{\beta}_1 - \dot{\mathcal{B}}_2\, \beta_2 + \mathcal{B}_2\, \dot{\beta}_2 \Big]. \end{aligned} \tag{4.90}$$

En prenant en compte de l'Hypothèse 4.5.2 et l'équation (4.23), on obtient

$$\begin{aligned} \dddot{\psi} &= \frac{-D_r}{K_r}\, \ddot{\psi} + \frac{L}{K_r}\, \mathcal{B} \Big[\beta_1 - \beta_2 \Big]\, \dot{\mathcal{C}} + \frac{L}{K_r}\, \mathcal{C} \Big[\beta_1 - \beta_2 \Big]\, \dot{\mathcal{B}} - \frac{L}{K_r\, T_\beta}\, \mathcal{C}\, \mathcal{B} \Big[\beta_1 - \beta_2 \Big] \\ &- \frac{2\, L}{K_r\, T_\beta}\, \mathcal{C}\, \mathcal{B}\, \Delta\beta \end{aligned} \tag{4.91}$$

avec $\dot{\mathcal{A}}_1 - \dot{\mathcal{A}}_2 = 0$ et $\mathcal{B}_1 = \mathcal{B}_2 = \mathcal{B}$. On rappelle que, ces égalités sont obtenues en considérant l'Hypothèse 4.5.2 ($\Omega_1 = \Omega_2 = \Omega$) et l'expression (4.19) ($\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda$). Les dérivées temporelles des termes $\mathcal{B}$ et $\mathcal{C}$ qui apparaissent dans (4.91) sont données par (4.42) et (4.43). Afin de définir la commande $\Delta\beta$, on substitue (4.91) dans (4.89), ce qui donne

$$\begin{aligned}\dot{Z}_3 &= \frac{-D_r}{K_r}\ddot{\psi} + \frac{L}{K_r}\mathcal{B}\left[\beta_1-\beta_2\right]\dot{\mathcal{C}} + \frac{L}{K_r}\mathcal{C}\left[\beta_1-\beta_2\right]\dot{\mathcal{B}} - \frac{L}{K_r\,T_\beta}\mathcal{C}\,\mathcal{B}\left[\beta_1-\beta_2\right] \\ &- \frac{2\,L}{K_r\,T_\beta}\mathcal{C}\,\mathcal{B}\,\Delta\beta - \dddot{\psi}^* + k'_{\psi 3}(\ddot{\psi}-\ddot{\psi}^*). \end{aligned} \tag{4.92}$$

Pour stabiliser l'erreur Z_3, la commande $\Delta\beta$ est choisie de la manière suivante

$$\begin{aligned}\Delta\beta &= \frac{K_r\,T_\beta}{2\,\mathcal{C}\,\mathcal{B}\,L}\Big[C_{\psi 3}\,Z_3 - \dddot{\psi}^* + k'_{\psi 3}(\ddot{\psi}-\ddot{\psi}^*) - \frac{D_r}{K_r}\ddot{\psi} + \frac{L}{K_r}\mathcal{B}\left[\beta_1-\beta_2\right]\dot{\mathcal{C}} \\ &+ \frac{L}{K_r}\mathcal{C}\left[\beta_1-\beta_2\right]\dot{\mathcal{B}} - \frac{L}{K_r\,T_\beta}\mathcal{C}\,\mathcal{B}\left[\beta_1-\beta_2\right]\Big]. \end{aligned} \tag{4.93}$$

D'après l'expression (4.93), le terme $2\,\mathcal{C}\,\mathcal{B}\,L$ doit être non nul. L'expression de $\mathcal{B}$ est donnée par (4.6) et s'écrit

$$\mathcal{B} = b_0 + b_1\ \lambda_i + b_2\ \lambda_i^2 + b_3\ \lambda_i^3 \neq 0.$$

Le terme $\mathcal{C}$ quant à lui s'écrit (pour rappel $\psi^* = \alpha$)

$$\mathcal{C} = \frac{1}{2}\rho\pi(RV\cos(\psi-\alpha))^2.$$

Aussi la commande $\Delta\beta$ est calculable si ($k \in \mathbb{N}$)

$$\psi - \alpha \neq (\pm 2k+1)\frac{\pi}{2}. \tag{4.94}$$

Cette condition correspond au cas où la direction du vent n'est pas strictement perpendiculaire aux éoliennes. Il est facile à constater que, si c'est le cas, le système devient non commandable car aucune différence de force de traînée ne peut être générée. Dans la suite, il est supposé que la condition (4.94) est remplie. Dans cette dernière étape, la fonction candidate de Lyapunov construite est donnée par

$$V_3 = V_2 + \frac{1}{2}Z_3^2. \tag{4.95}$$

À partir de (4.87)- (4.92), on obtient

$$\begin{aligned}\dot{V}_3 &= -C_{\psi 1}\,Z_1^2 - C_{\psi 2}\,Z_2^2 + Z_3\Big[\frac{-D_r}{K_r}\ddot{\psi} + \frac{L}{K_r}\mathcal{B}\left[\beta_1-\beta_2\right]\dot{\mathcal{C}} + \frac{L}{K_r}\mathcal{C}\left[\beta_1-\beta_2\right]\dot{\mathcal{B}} \\ &- \frac{L}{K_r\,T_\beta}\mathcal{C}\,\mathcal{B}\left[\beta_1-\beta_2\right] - \frac{2\,L}{K_r\,T_\beta}\mathcal{C}\,\mathcal{B}\,\Delta\beta - \dddot{\psi}^* + k'_{\psi 3}(\ddot{\psi}-\ddot{\psi}^*)\Big]. \end{aligned} \tag{4.96}$$

En substituant $\Delta\beta$ par (4.93) dans (4.96), on obtient

$$\dot{V}_3 = -C_{\psi 1}\,Z_1^2 - C_{\psi 2}\,Z_2^2 - C_{\psi 3}\,Z_3^2 \tag{4.97}$$

qui est strictement inférieur à 0 pour tout

$$C_{\psi 1}, C_{\psi 2}, C_{\psi 3} > 0$$

.

Étant donné que (4.97)-(4.87)-(4.81) et (4.75), avec $C_{\psi 1,\psi 2,\psi 3}, C_{\Omega 1,\Omega 2} > 0$, les commandes (4.93)-(4.72) assurent

$$\Omega_{1,2} \longrightarrow \Omega^*, \quad \psi \longrightarrow \psi^*.$$

Le schéma de commande est donné Figure 4.17

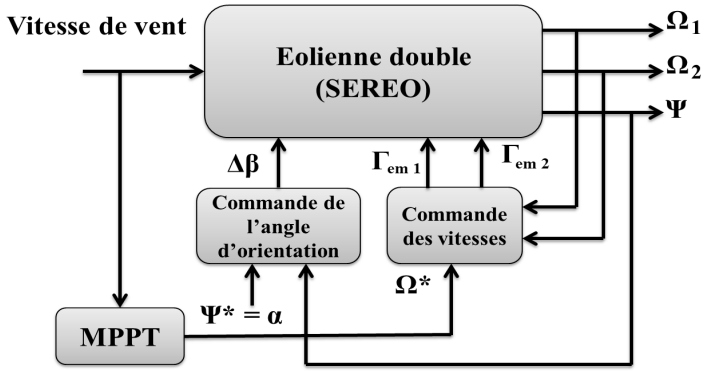


FIGURE 4.17 : Schéma de commande basé sur une approche type *backstepping* intégrale.

4.10 Résultats de simulation

La commande *backstepping* avec action intégrale (IBC) est évaluée selon différents scenarios, et comparée à une commande PI. Les entrées de commande $\Delta\beta$, Γ_{em1} et Γ_{em2} basées sur un régulateur PI sont données par

$$\begin{bmatrix} \Delta\beta \\ \Gamma_{em1} \\ \Gamma_{em1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{p\psi}\left(\psi - \psi^*\right) + K_{i\psi}\int_0^t \left(\psi - \psi^*\right) \mathrm{d}\tau \\ K_{p\Omega_1}\left(\Omega^* - \Omega_1\right) + K_{i\Omega_1}\int_0^t \left(\Omega^* - \Omega_1\right) \mathrm{d}\tau \\ K_{p\Omega_2}\left(\Omega^* - \Omega_2\right) + K_{i\Omega_2}\int_0^t \left(\Omega^* - \Omega_2\right) \mathrm{d}\tau \end{bmatrix}$$

Les paramètres des lois de commande sont données dans la Table 4.19

IBC	PI
$C_{\psi 1} = 3.5,\ k'_{\psi 1} = 0.01$	$K_{p\psi} = 15,\ K_{i\psi} = 0.8$
$C_{\psi 2} = 0.3,\ k'_{\psi 2} = 0.001$	$K_{p\Omega 1} = K_{p\Omega 2} = 2 \cdot \epsilon \cdot w_n \cdot J$
$C_{\psi 3} = 0.22,\ k'_{\psi 3} = 0.015$	$K_{i\Omega 1} = K_{i\Omega 2} = w_n^2 \cdot J$
$K_{\Omega i} = 5,\ k'_{\Omega i} = 0.001$	$\epsilon = 0.7,\ w_n = 1$

TABLE 4.19 : Paramètres des commandes IBC et PI.

Scénario 1. La structure est face au vent.

Pour ce test, la structure SEREO est considérée face au vent, et un profil variable de la vitesse du vent est appliqué (voir Figure 4.18). La vitesse du vent est modélisée par deux composantes

$$V = V_m + \overline{V}$$

avec V_m la valeur moyenne de la vitesse du vent réglée à $11.5 m/s$, et $\overline{V}$ représentant des variations aléatoires supposées être représentées comme un bruit blanc dont son amplitude, par rapport à V, est égale à 10 % avec un temps d'échantillonnage égal à 0.01 *sec*.

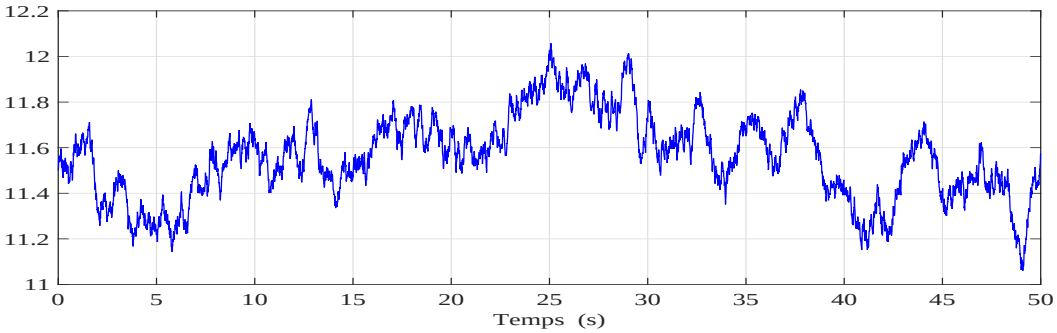


FIGURE 4.18 : **Scénario 1.** Profil de la vitesse du vent (m/s) en fonction du temps (sec).

Pour ce scénario, seuls les résultats de l'Eolienne 1 sont présentés. L'angle de calage β_1 et le coefficient de puissance C_{p1} sont donnés Figure 4.19. On peut observer que dans le cas de la commande IBC, le coefficient de puissance atteint sa valeur optimale (0.4) et n'est pas affecté par la variation du vent. Par contre, dans le cas d'une commande PI, le coefficient de puissance C_{p1} varie autour de cette valeur optimale.

Le suivi de la vitesse de rotation apparaît Figure 4.20-Haut. Un bon suivi est obtenu avec les deux stratégies de commande ; néanmoins, il apparaît un transitoire important avec le régulateur PI. L'entrée de commande Γ_{em1} assurant la commande de la vitesse de rotation est donnée Figure 4.20-Milieu. Il apparaît que Γ_{em1} est légèrement moins oscillant avec la commande IBC, ce qui permet de diminuer mieux les charges mécaniques. La puissance produite quant à elle apparaît Figure 4.20-Bas : une production légèrement supérieure est obtenue par l'approche IBC (voir Table 4.22).

Les performances des deux lois de commande sont résumées dans les Tables 4.20-4.21-4.22. On voit que les critères liés à Γ_{em1} augmente avec l'augmentation de la vitesse du vent. La valeur de l'écart-type de Γ_{em1} est plus faible avec la commande IBC : cela induit une limitation des oscillations et par conséquent, une plus faible charge mécanique sur la structure. En outre, une quantité d'énergie légèrement plus élevée est produite avec la commande IBC.

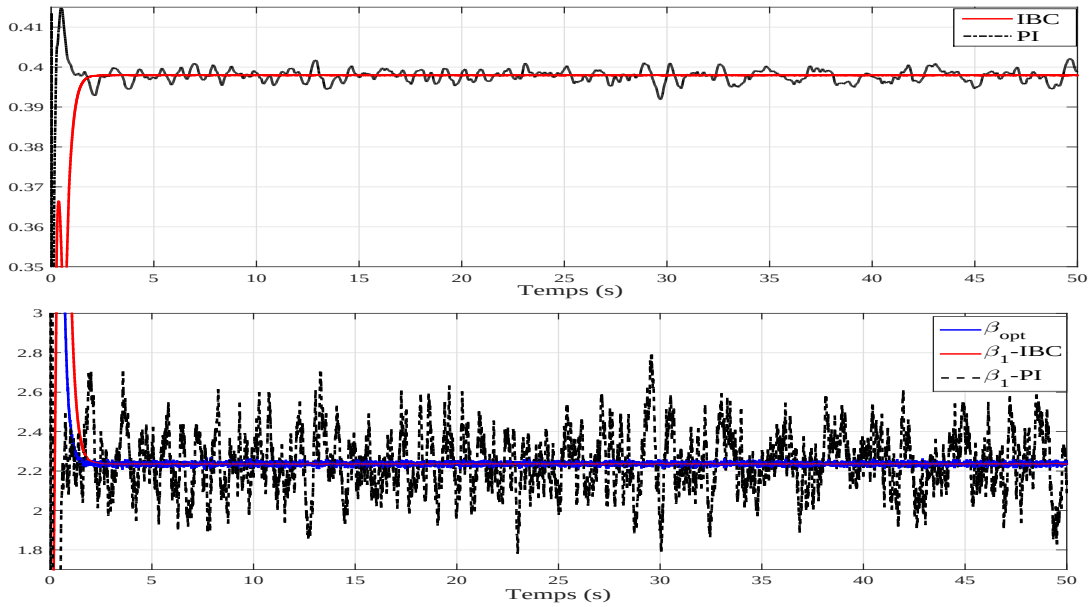


FIGURE 4.19 : **Scénario 1. - Haut :** coefficient de puissance en fonction du temps (*sec*). **Bas :** angle de calage β_1 (°) en fonction du temps (*sec*).

Vitesse moyenne du vent (m/s)	Max Γ_{em1} $(kN.m)$	STD Γ_{em1} $(kN.m)$
9	555.2	36.7
10	678.5	44.42
11.5	885	57.93

TABLE 4.20 : **Scénario 1.** Performance de la loi de commande PI pour différentes vitesses moyennes du vent.

Vitesse moyenne du vent (m/s)	Max Γ_{em1} $(kN.m)$	STD Γ_{em1} $(kN.m)$	Évolution du STD IBC/PI %
9	552.52	29.27	-20.24 %
10	674.7	34.3	-22.8 %
11.5	881	42.91	-26 %

TABLE 4.21 : **Scénario 1.** Performance de la loi de commande IBC pour différentes vitesses moyennes du vent.

Vitesse moyenne du vent (m/s)	Puissance moyenne PI (MW)	Puissance moyenne IBC (MW)	Évolution de la puissance IBC/PI
9	0.84	0.852	+1.4 %
10	1.1537	1.17	+1.4 %
11.5	1.745	1.775	+1.7 %

TABLE 4.22 : **Scénario 1.** Puissances produites avec les commandes PI et IBC pour différentes vitesses moyennes du vent.

Scénario 2. La structure n'est pas face au vent.

La direction du vent est maintenant supposée varier selon trois valeurs $\alpha = 0°, 10°, 20°$, tandis que la vitesse du vent est supposée être constante ($V = 11.5\, m/s$). L'angle d'orien-

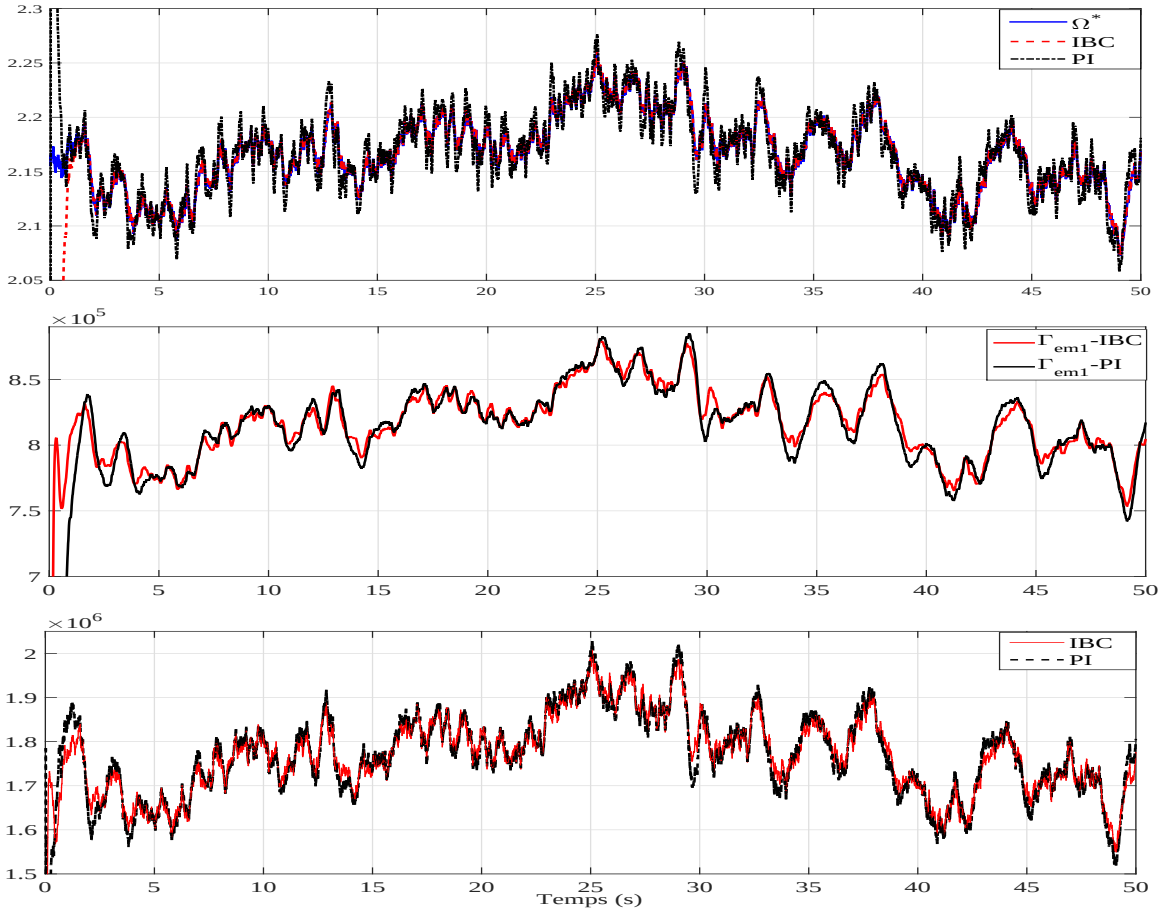


FIGURE 4.20 : **Scénario 1. - Haut :** vitesse de rotation Ω_1 (rad/s) en fonction du temps (sec). **Milieu :** couple électromagnétique Γ_{em1} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas :** puissance électrique (W) en fonction du temps (sec).

tation, les angles de calages et les coefficients de puissance sont donnés Figure 4.21.

Les angles de calages (Figure 4.21-Milieu) sont actionnés pour induire une différence des forces de traînée entrainant la rotation de la structure. Le coefficient de puissance des deux éoliennes (Figure 4.21-Bas) est transitoirement dégradé parce que les angles de calages sont modifiés (les angles ne sont pas formellement optimaux) afin de bouger la structure. Par conséquent, une perte de puissance est observée durant la rotation face au vent. La quantité de puissance perdue est plus importante avec la loi de commande PI qu'avec la commande IBC (voir Figure 4.22-Bas). Les couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} sont présentés Figure 4.22-Haut. Une chute des couples électromagnétiques est constatée pendant la phase d'orientation : elle est importante pour l'Éolienne 1 lorsque la commande PI est utilisée.

Les oscillations sur l'arbre mécanique sont évaluées avec les deux stratégie de commande, à partir de la valeur maximale et de l'écart-type de Γ_{em1} et Γ_{em2} (voir Table 4.23). La valeur de l'écart-type de Γ_{em1} et Γ_{em2} est plus faible avec la commande IBC. À partir de la Table 4.23, l'écart-type de Γ_{em1} égal à 57.17 $kN.m$ pour la stratégie IBC alors qu'il est égal à 85.3 $kN.m$ pour la commande PI : les oscillations du couple sont donc moins importantes avec la stratégie IBC. Par conséquent, les charges mécaniques en sont d'autant

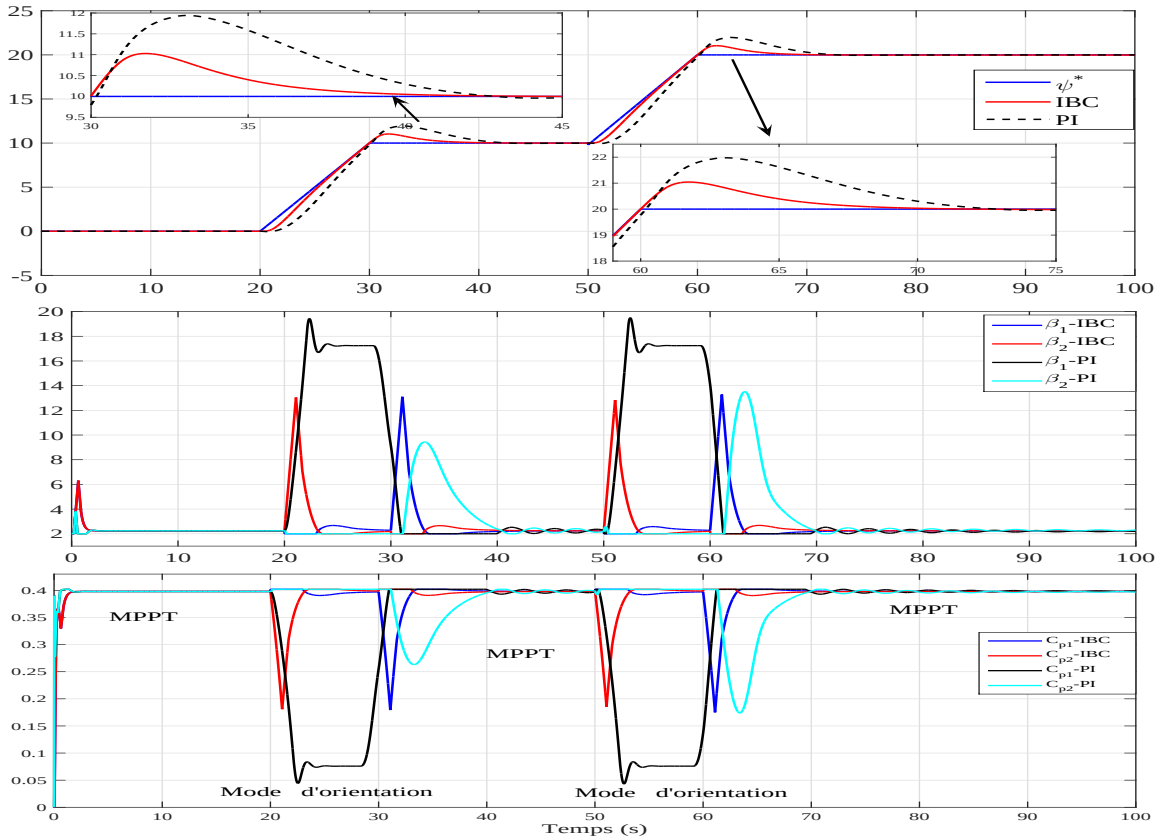


FIGURE 4.21 : **Scénario 2.** - **Haut :** angle d'orientation ψ (°) en fonction du temps (sec). **Milieu :** angles de calage β_1 et β_2 (°) en fonction du temps (sec). **Bas :** Coefficient de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec).

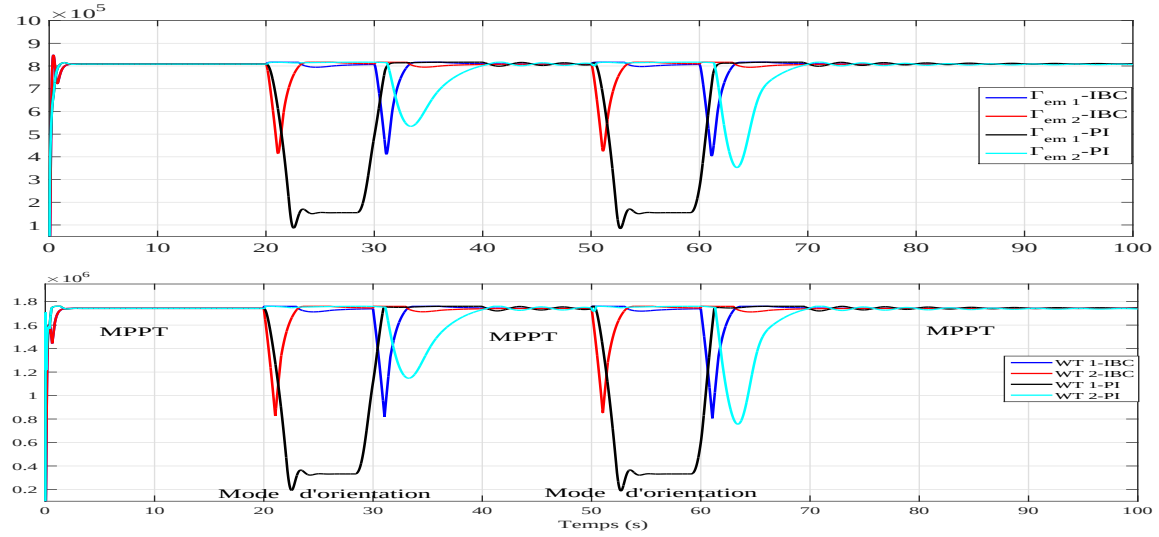


FIGURE 4.22 : **Scénario 2.** - **Haut :** couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} ($N.m$) en fonction du temps (sec). **Bas :** puissances électriques des deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec).

plus réduites. Étant donné que les angles de calages ne sont pas optimaux au moment de la rotation face au vent, la puissance produite n'est pas optimale. Á ce moment-là,

les deux éoliennes produisent une quantité de puissance différente. Comme le montre la Figure 4.22-Bas, pendant la phase transitoire de rotation, la puissance perdue est plus importante avec le régulateur PI, ce qui est confirmé par la Table 4.24.

	WT1		WT2	
Stratégie de commande	**PI**	**IBC**	**PI**	**IBC**
Max Γ_{emi} $(kN.m)$	816.5	808.3	817	808.3
Évolution IBC/PI (%)	− 1 %		− 1.06 %	
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	68.3	57.17	61	56
Évolution IBC/PI (%)	− 16.3 %		− 8.2 %	
Max β_i (°)	19.76	12.3	13.7	12.2
Évolution IBC/PI (%)	− 37.7 %		− 11 %	
STD β_i (°)	3.5	1.29	2	1.25
Évolution IBC/PI (%)	− 63 %		− 37.5 %	

TABLE 4.23 : **Scénario 2.** Performances des lois de commandes.

	WT1	WT2
Puissance moyenne PI (MW)	1.62	1.65
Puissance moyenne IBC (MW)	1.7182	1.7183
Variation IBC/PI (%)	+ 6 %	+ 4 %

TABLE 4.24 : **Scénario 2.** Puissances moyennes produites par les deux stratégies de commande.

Scénario 3. Test de robustesse.

L'objectif de ce test est de vérifier l'efficacité de la stratégie proposée vis-à-vis des incertitudes paramétriques. Un scénario similaire au scénario 2 est considéré en supposant des incertitudes sur les forces de traînée F_{di} et sur les couples aérodynamique Γ_{ai}, respectivement 15 % et 10 % d'erreurs. Des résultats similaires au précédent scénario sont obtenus avec la stratégie IBC. En revanche, pour le régulateur PI, il y a une modification notable de l'angle de calage de l'éolienne 2 (Figure 4.23-Bas), ce qui détériore le coefficient de puissance (voir Figure 4.24-Haut). Cette modification provoque une forte chute de la puissance produite durant la phase de rotation de la structure face au vent (Figure 4.24-Bas).

À partir de la Table 4.25, on peut observer que le régulateur PI est plus influencé par la variation sur les couples et les forces de traînée par rapport à la stratégie IBC. Effectivement, en comparant les résultats obtenus avec ceux du scénario 2, les écarts-types des couples électromagnétiques sont nettement plus élevés avec la commande PI, alors qu'une chute importante de la puissance produite est enregistrée. On peut conclure que la stratégie IBC est plus robuste face aux erreurs de modélisation.

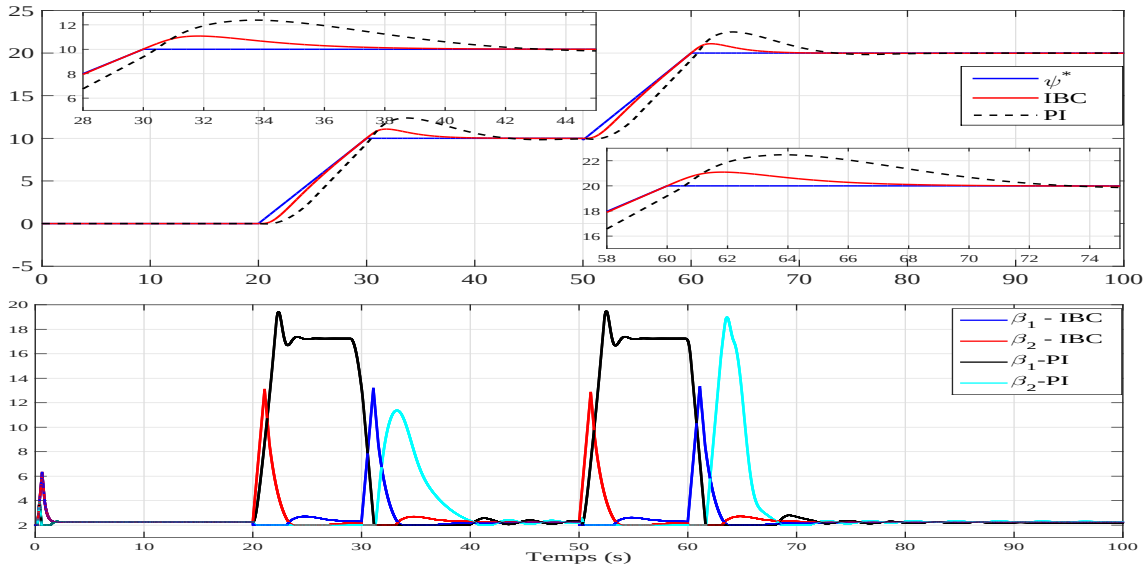


FIGURE 4.23 : **Scénario 3.** - **Haut :** angle d'orientation ψ (°) en fonction du temps (sec). **Bas :** angles de calage β_1 et β_2 (°) en fonction du temps (sec).

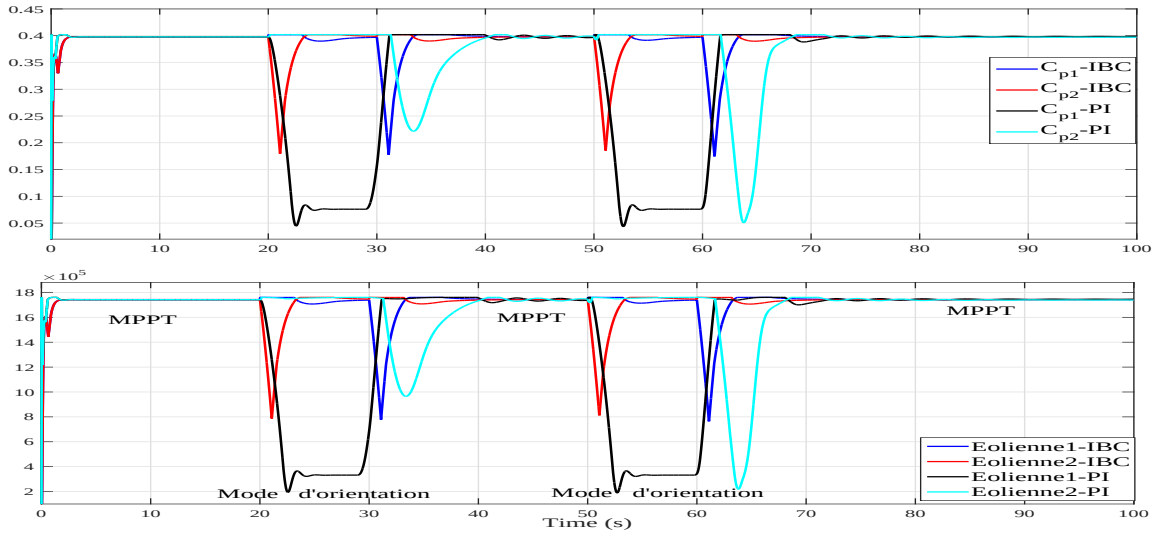


FIGURE 4.24 : **Scénario 3.** - **Haut :** coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec). **Bas :** puissances électriques des deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec).

	WT1		WT2	
Stratégie de commande	**IBC**	**PI**	**IBC**	**PI**
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	60.3	135.2	59	113.3
Évolution IBC/PI	$-55.4\,\%$		$-47.92\,\%$	
Puissance moyenne (MW)	1.7141	1.58	1.7142	1.605
Évolution IBC/PI	$+8\,\%$		$+6.8\,\%$	

TABLE 4.25 : **Scénario 3.** Performances des lois de commande.

4.11 Conclusion

Un nouveau concept d'éoliennes a été présenté dans ce chapitre : sa caractéristique principale est qu'il n'y a pas d'actionneur pour l'orientation face au vent du système complet. Cette orientation est possible par la création d'une différence des forces de traînée entre les deux rotors, en modifiant les angles de calage des deux éoliennes. Un modèle complet non linéaire de cette structure originale a été établi. Pour la synthèse des lois de commande, deux modèles ont été considérés : un modèle complet comprenant les dynamiques mécaniques (angles de calage des pales, angle d'orientation, vitesses de rotation) et électriques (courants électriques directs et quadratiques) de l'éolienne double, et un modèle réduit qui ne considère que les dynamiques mécaniques, la commande des courants électriques étant alors supposée assurée et parfaite. Quelle que soit l'approche utilisée, la commande a pour objectif de répondre à de multiples objectifs, notamment produire une quantité de puissance maximale, maintenir la structure face au vent, et réduire les charges mécaniques sur la structure (arbre de transmission). Les simulations, selon différents scénarios, ont montré que l'utilisation de commandes non linéaires robustes permet de renforcer la robustesse de la boucle fermée. De plus, il a été noté l'intérêt d'utiliser des lois de commande par modes glissants d'ordre 2 afin de limiter les efforts sur la structure.
La dernière partie a été consacrée au développement d'une commande type *backstepping* avec action intégrale basée sur un modèle réduit ne comprenant que les dynamiques mécaniques (angle d'orientation et les deux vitesses de rotation) ; elle a montré ses hautes performances, notamment face aux erreurs de modélisation.

5

Commande d'une éolienne double par différence de puissance

5.1 Introduction

Dans le chapitre précédent, une structure d'éolienne à double rotor a été présentée, pouvant s'aligner face au vent sans l'utilisation d'un actionneur dédié. La structure peut être forcée à pivoter, en modifiant les angles de calage des pales des deux éoliennes, ce qui crée une différence de forces de traînée entre les deux rotors. Dans ce chapitre, une autre solution est proposée afin de créer cette différence, grâce à une action sur les couples des deux génératrices. L'idée est d'agir de façon dissymétrique sur les couples de charge des éoliennes, afin de créer une différence entre les vitesses de rotation. Ainsi, un couple apparaît au niveau du mât, initiant une rotation afin de suivre la direction du vent. L'idée de cette stratégie est de pouvoir équiper la structure d'éoliennes à pales fixes. En outre, cette solution peut être une alternative pour l'orientation de la structure face au vent, dans le cas d'une défaillance du système de pilotage des angles de calage des pales.

Étant donné que la structure est fortement affectée (variation du vent, erreurs de modélisation), le défi est de proposer une commande permettant d'assurer une production optimale de l'énergie, tout en alignant le système SEREO face au vent, et en réduisant les charges sur l'arbre de transmission. Ce dernier objectif est évalué, comme précédemment, en calculant les valeurs maximales et l'écart-type des couples électromagnétiques des deux éoliennes.
La commande développée ici est basée sur le *super-twisting* [125] qui est une commande par mode glissant d'ordre deux, applicable pour les systèmes à degré relatif égal à 1 [120] et ne nécessitant que la mesure de la variable de glissement. Les performances de cette commande sont comparées à celles d'une commande par mode glissant standard, selon différents scénarios. Les principales contributions de ce chapitre sont donc

- conception d'une commande du système SEREO basée sur le *super-twisting (STW)* ;
- évaluation des performances du système en boucle fermée selon différents scénarios (structure face au vent, structure non face au vent, erreurs de modélisation) ;

- comparaison des performances de l'approche avec une commande par mode glissant standard.

5.2 Principe général

Le problème est posé comme dans le précèdent chapitre, à savoir selon le positionnement de la structure SEREO par rapport au vent. Deux cas sont alors envisagés :

Cas 1. Le système est face au vent. Quand la structure est alignée avec la direction du vent, la commande des deux éoliennes est standard, les deux éoliennes doivent produire le maximum de puissance, grâce à l'application de l'algorithme MPPT dans la zone II (voir Chapitre 3). Dans ce cas, les vitesses de rotation des deux éoliennes sont commandées, par une action sur les couples des deux génératrices, afin d'avoir un coefficient de puissance maximale.

Cas 2. Le système n'est pas face au vent. La puissance produite n'est plus optimale en présence d'un désalignement entre le système et la direction du vent. Afin de maintenir la structure face au vent, il nécessaire de contrôler l'orientation de la structure. Vu que le système ne dispose pas d'un actionneur dédié à l'orientation, il faudrait trouver une méthode pour générer ce mouvement. L'idée est de pouvoir agir sur les couples électromagnétiques des deux génératrices (différentiel de couples), afin de créer une différence de forces de traînée entre les deux rotors. Pour ce faire, une éolienne est chargée plus que l'autre, par une action sur les couples des deux génératrices, ce qui induit une différence entre les deux vitesses de rotation. Une conséquence de cette différence est qu'une éolienne tourne plus vite que l'autre : un couple de rotation est créé au niveau du mât de la structure, initiant la rotation du système.

5.3 Rappel du modèle réduit de la structure SEREO

Un modèle similaire à celui utilisé dans le chapitre précédent (voir Chapitre 4-Section 4.9) est considéré dans la suite. Ce modèle est basé sur les expressions (4.64)-(4.65)-(4.66)-(4.67), ainsi sur les Hypothèses 4.5.1 et 4.9.1. Néanmoins, contrairement au chapitre précédent, la différence des forces de traînée nécessaire pour assurer la rotation de la structure face au vent ne sera plus générée par une action sur les angles de calage. Un avantage serait que la structure pourrait être équipée de pales à angle de calage fixe. Comme il a été vu, la dynamique de l'angle d'orientation s'écrit

$$K_r\ddot{\psi} \;=\; -D_r\dot{\psi} + (F_{d1} - F_{d2}) \cdot L \tag{5.1}$$

La différence des forces de traînée est obtenue par une action sur les couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2}, apparaissant dans la dynamique des vitesses de rotation des deux génératrices. Cette différence s'écrit

$$F_{d1} - F_{d2} = K_1\,\Omega_1^2 - K_2\,\Omega_2^2 \tag{5.2}$$

avec

$$K_1 = \frac{1}{2}\,\rho\,\pi\,R_t^4\,\frac{C_{d1}(\lambda_1,\beta_1)}{\lambda_1^2(V,\Omega_1)},$$
$$K_2 = \frac{1}{2}\,\rho\,\pi\,R_t^4\,\frac{C_{d2}(\lambda_2,\beta_2)}{\lambda_2^2(V,\Omega_2)}.$$

Il apparaît ici que la différence $F_{d1} - F_{d2}$ n'est pas nulle si $\Omega_1 \neq \Omega_2$, ce qui génère une rotation de la structure selon l'angle ψ.

Modèle pour la synthèse de commande

La commande de l'angle d'orientation ψ et des deux vitesses de rotation Ω_1 et Ω_2 se fait grâce à l'action sur les deux couples Γ_{em1} et Γ_{em1}. Pour la synthèse de la loi de commande, les hypothèses suivantes sont considérées. Sachant que la dynamique entre β_1^* et β_1, et β_2^* et β_2 est d'environ $200\,ms$ [38], on pose l'hypothèse suivante

Hypothèse 5.3.1. *La dynamique des angles β_1 et β_2 est négligeable par rapport à la dynamique du système SEREO, ce qui donne*

$$\beta_1 = \beta_1^* = \beta_1^{opt},\ \beta_2 = \beta_2^* = \beta_2^{opt}.$$

■

Les vitesses de rotation sont contrôlées pour maintenir le ratio de vitesse λ de chaque éolienne à sa valeur optimale λ_{opt} en utilisant la stratégie MPPT, afin d'avoir une forte valeur du coefficient de puissance. Étant donné que le coefficient de traînée C_{di} est fonction du ratio de vitesse λ_i et de l'angle de calage β_i, ces coefficients sont maintenus autour de leurs valeurs optimales.

Hypothèse 5.3.2. *Les coefficients de traînée C_{d1} et C_{d2} sont supposés constants, tels que*

$$C_{d1} = C_{d2} = C_d^{opt}.$$

■

À partir de ces hypothèses, un nouveau modèle réduit est obtenu et décrit par

$$\dot{x}_r^{'} = f(x_r^{'}) + g(x_r^{'}) \cdot u_r^{'} \tag{5.3}$$

avec

$$x_r^{'} = \begin{bmatrix} \psi & \dot{\psi} & \Omega_1 & \Omega_2 \end{bmatrix}^T,\quad u_r^{'} = \begin{bmatrix} \Gamma_{em\,1} & \Gamma_{em\,2} \end{bmatrix}^T. \tag{5.4}$$

La variable u_r donnée par (4.65) est un vecteur d'entrée de 4×1, et la variable $u_r^{'}$ est un vecteur d'entrée de 2×1. Ces deux variables sont liées par

$$u_r = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix} \cdot u_r^{'} + \begin{bmatrix} \beta_1^* \\ \beta_2^* \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}. \tag{5.5}$$

Le vecteur $f(x_r^{'})$ et la matrice $g(x_r^{'})$ sont donnés par

$$f(x_r^{'}) = \begin{bmatrix} \dot{\psi} \\ \dfrac{-D_r}{K_r}\dot{\psi} + \dfrac{K\,L}{K_r}\left(\Omega_1^2 - \Omega_2^2\right) \\ \dfrac{\Gamma_{a1}(V,\psi,\Omega_1)}{J} - \dfrac{f_v}{J}\Omega_1 \\ \dfrac{\Gamma_{a2}(V,\psi,\Omega_2)}{J} - \dfrac{f_v}{J}\Omega_2 \end{bmatrix}, \quad g(x_r^{'}) = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \\ \dfrac{-1}{J} & 0 \\ 0 & \dfrac{-1}{J} \end{bmatrix}. \tag{5.6}$$

Étant donné que l'objectif de commande est d'assurer une production optimale, tout en maintenant la structure SEREO face au vent, les variables à commander sont alors l'angle d'orientation et les vitesses de rotation des deux éoliennes, le vecteur de sortie étant donc défini par

$$y = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \psi - \alpha \\ \Omega_1 - \Omega^* \\ \Omega_2 - \Omega^* \end{bmatrix}. \tag{5.7}$$

5.4 Formulation du problème de la commande

La commande de la structure SEREO vise à générer une production optimale de la puissance des deux éoliennes, à forcer la structure face au vent, et à réduire les charges sur l'arbre de transmission. Lorsque les deux éoliennes sont bien orientées, la commande permet d'avoir une valeur du coefficient de puissance optimale, en maintenant le ratio de vitesse à sa valeur optimale λ_{opt} [33]-[69]. Pour atteindre cet objectif, les vitesses de rotation sont commandées à une valeur de référence Ω^*, par action sur les couple électromagnétiques $\Gamma_{em\,1}$ et $\Gamma_{em\,2}$. La référence de la vitesse de rotation est obtenue à partir de (4.2) en substituant λ_i par λ_{opt}

$$\Omega^* = \frac{\lambda^{opt}}{R_t} V \cos(\psi - \alpha). \tag{5.8}$$

Si la direction du vent n'est pas perpendiculaire à l'axe vertical de la structure, la puissance produite est réduite [15], par le fait que le coefficient de puissance est dégradé.

L'idée principale est de créer une différence de forces de traînée par une action, sur les couples électromagnétiques. Un des enjeux est de gérer un triple objectif de commande (commande de Ω_1, Ω_2, et ψ) avec seulement deux entrées de commande ($\Gamma_{em\,1}$ et $\Gamma_{em\,2}$). Afin d'orienter le système complet face au vent, on peut s'inspirer de l'idée de la boucle de commande supplémentaire présentée dans [126]. Dans le cas présent, la sortie de la boucle de commande supplémentaire en charge de l'angle de rotation, est égale à zéro en phase d'équilibre (face au vent) ; lorsque le vent change de direction, un signal modulant de façon symétrique l'amplitude des entrées de commande $\Gamma_{em\,1}$ et $\Gamma_{em\,2}$ est générée. Grâce à cette différence entre les entrées de commande, un couple

$$\Gamma_\psi = (F_{d1} - F_{d2}) \cdot L \tag{5.9}$$

apparaît et assure l'orientation du système. Les entrées de commande $\Gamma_{em\,1}$ et $\Gamma_{em\,2}$ sont vues comme les résultantes de trois composantes, permettant d'agir sur les trois objectifs

$(\psi, \Omega_1, \Omega_2)$. On définit

$$\begin{aligned} \Gamma_{em\,1} &= \overline{\Gamma}_{em\,1} + \widetilde{\Gamma}_{em} \\ \Gamma_{em\,2} &= \overline{\Gamma}_{em\,2} - \widetilde{\Gamma}_{em}, \end{aligned} \tag{5.10}$$

avec $\overline{\Gamma}_{em\,1}$ et $\overline{\Gamma}_{em\,2}$ les composantes qui commandant respectivement les variables Ω_1 et Ω_2, $\pm\widetilde{\Gamma}_{em}$ étant vu comme une entrée de commande commandant l'angle d'orientation ψ. Selon (5.10), l'entrée de commande $u_r^{'}$ de (5.3) est étendue à u_e qui peut être décrite par

$$u_e = \left[\overline{\Gamma}_{em\,1} \;\; \overline{\Gamma}_{em\,2} \;\; \widetilde{\Gamma}_{em}\right]^T, \tag{5.11}$$

avec la relation entre la variable $u_r^{'}$ de (5.3) et la variable u_e de (5.11) donnée par

$$u_r{}' = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 \\ 0 & 1 & -1 \end{bmatrix} \cdot \underbrace{\begin{bmatrix} \overline{\Gamma}_{em\,1} \\ \overline{\Gamma}_{em\,2} \\ \widetilde{\Gamma}_{em} \end{bmatrix}}_{u_e}.$$

Le modèle d'état du système réduit devient donc

$$\dot{x}_r^{'} = f(x_r^{'}) + g(x_r^{'}) \cdot u_e \tag{5.12}$$

avec $x_r^{'}$, $f(x_r^{'})$, $g(x_r^{'})$, u_e donnés respectivement par (5.4)-(5.6)-(5.11).

Le schéma de commande du système correspondant au modèle (5.12) est donné Figure 5.1.

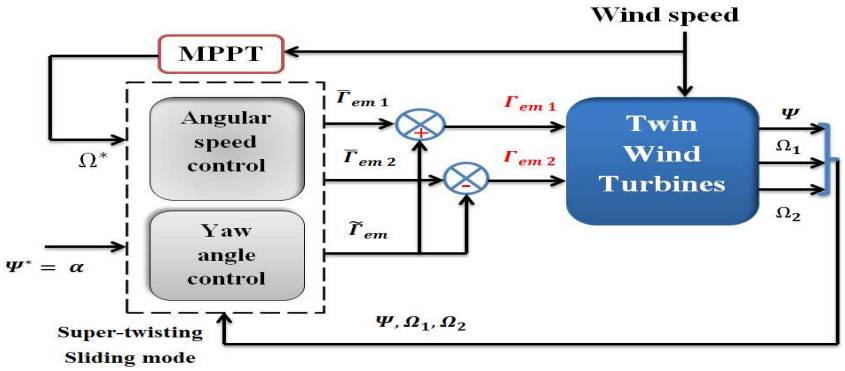


FIGURE 5.1 : Schéma de commande proposé pour la structure SEREO

Il faut noter que la commande détaillé dans la suite est appliquée au système complet de la structure SEREO donné par (4.18)-(4.17)-(4.16) avec (voir (4.7)-(4.6))

$$\begin{aligned} \dot{\beta}_i &= \frac{1}{T_\beta}\left(\beta_i^* - \beta_i\right), \quad (\beta_i^* = \beta_i^{opt}), \\ C_{d,i}(\lambda_i, \beta_i) &= a_0 + a_1\,\lambda_i + a_2\,\lambda_i^2 + a_3\,\lambda_i^3 + \left(b_0 + b_1\;\lambda_i + b_2\;\lambda_i^2 + b_3\;\lambda_i^3\right) \cdot \beta_i. \end{aligned}$$

5.5 Commande *Super-Twisting*

La commande par mode glissant [110]-[112] a été largement utilisée dans différents domaines d'applications afin d'améliorer la robustesse du système vis-à-vis des incertitudes paramétriques et des perturbations. Cependant, la version initiale de ce type de commande (appelée standard ou d'ordre un) présente un inconvénient, à savoir le phénomène du *chattering*. Partant de ce constat, de nombreux travaux ont cherché à réduire ce phénomène, tout en gardant les caractéristiques principales originelles (robustesse, convergence en temps fini). Comme détaillé dans [112], la commande par mode glissant d'ordre deux a été proposée. Parmi les algorithmes les plus populaires, on peut citer le *twisting* (présenté dans le chapitre précédent), qui nécessite de connaitre l'information de la variable du glissement et sa dérivée temporelle. Un autre algorithme, le *super-twisting* [125] nécessite seulement la variable de glissement. Cette stratégie peut être appliquée seulement aux systèmes ayant un degré relatif égal à un par rapport à la variable de glissement. Il faut noter que le *super-twisting* est une loi de commande continue, ce qui signifie que l'effet du *chattering* est atténué. Dans cette section, une commande basée sur *super-twisting* est appliquée à la structure SEREO.

5.5.1 Rappels [10]-[11]

Pour des raisons de clarté, les rappels sont faits dans un contexte monovariable. On considère le système non linéaire incertain suivant

$$\begin{array}{rcl} \dot{z} & = & f_z(z) + g_z(z) \cdot \nu \\ y & = & h(z,t) \end{array} \tag{5.13}$$

avec $z \in \mathcal{Z} \subset \mathbb{R}^n$ le vecteur d'état, $\nu \in \mathcal{U} \subset \mathbb{R}$ l'entrée de commande et $y \in \mathbb{R}$ l'objectif de la commande (ce qui signifie que l'objectif de commande consiste à forcer y à 0). $\mathcal{Z}$ est le domaine opérationnel, $f_z(z)$ est différentiable, partiellement connue. $g_z(z)$ est une fonction connue non nulle. On suppose

Hypothèse 5.5.1. *La variable de glissement $S = S(z,t) \in I\!R$ est définie de telle sorte que l'objectif de commande ($y = 0$) soit satisfait quand $S(z,t) = 0$.* ■

Hypothèse 5.5.2. *Le degré relatif de (5.13) par rapport à $S(z,t)$ est égal à 1. Par conséquent, la dynamique de la variable de glissement est décrite par*

$$\begin{array}{rcl} \dot{S} & = & \underbrace{\dfrac{\partial S}{dt} + \dfrac{\partial S}{dz} f_z(z)}_{\phi(z,t)} + \underbrace{\dfrac{\partial S}{dz} g_z(z)}_{b(z,t)} \cdot \nu \\ & = & \phi(z,t) + b(z,t) \cdot \nu. \end{array}$$

■

Hypothèse 5.5.3. *Les fonctions $\phi(.)$ et $b(.)$ sont bornées $\forall\, z \in \mathcal{Z}$ et $\forall t \geq 0$, et ϕ s'écrit*

$$\phi(.) \quad = \quad \phi_{\mathrm{n}}(.) + \delta\phi(.) \tag{5.14}$$

avec $\phi_{\mathrm{n}}(.)$ le terme nominal connu, et $\delta\phi(.)$ le terme incertain. ■

Hypothèse 5.5.4. *La fonction $\delta\phi$ est telle que, $\forall\, z \in \mathcal{Z}$ et $\forall t \geq 0$, il existe une constante $\delta\phi^M$ tel que*

$$|\delta\phi| \leq \delta\phi^M. \tag{5.15}$$

■

L'objectif de l'entrée de commande ν est de forcer la variable de glissement S et sa dérivée $\dot{S}$ à zéro en un temps fini [10]. On considère la loi de commande ν par

$$\nu \;=\; \frac{1}{b}\left(-\phi_{\mathrm{n}} + w\right) \tag{5.16}$$

avec w l'entrée de commande détaillée dans la suite. On obtient alors

$$\dot{S} \;=\; \delta\phi + w. \tag{5.17}$$

L'entrée de commande w est basée sur le *super-twisting* et est définie par [33]-[11]

$$\begin{array}{rcl} w & = & -k_1\ |S|^{\frac{1}{2}}\ \mathrm{sign}(S) + w_1 \\ \dot{w}_1 & = & -k_2\,\mathrm{sign}(S) \end{array} \tag{5.18}$$

telle que les gains de la commande k_1 et k_2 soient définis par

$$k_1 \;>\; \delta\phi, \quad k_2^2 \;\geq\; 4\,\delta\phi \cdot \frac{k_1 + \delta\phi}{k_1 - \delta\phi}. \tag{5.19}$$

En supposant que les deux gains k_1 et k_2 satisfaisant l'inégalité précédente, la loi de commande (5.18) garantit $S, \dot{S} \longrightarrow 0$ en un temps fini ; un régime glissant d'ordre deux est alors assuré.

5.5.2 Application au système SEREO [12]

L'objectif de la commande est de forcer le vecteur de sortie y (5.7) à 0 ; le degré relatif du système (5.12) par rapport à ce vecteur de sortie est $[3\ 1\ 1]^T$. Le vecteur de glissement est alors défini de façon à ce que le degré relatif de chaque composante de S soit égal à 1, ce qui donne

$$S = \begin{bmatrix} S_\psi \\ S_{\Omega 1} \\ S_{\Omega 2} \end{bmatrix} \;=\; \begin{bmatrix} \ddot{y}_1 + \lambda_{1\psi}\,\dot{y}_1 + \lambda_{2\psi}\,y_1 \\ y_2 \\ y_3 \end{bmatrix}, \tag{5.20}$$

avec $\lambda_{1\psi}$ and $\lambda_{2\psi}$ définis par

$$\lambda_{1\psi} = 2\,\xi\,w_n, \quad \lambda_{2\psi} = w_n^2 \tag{5.21}$$

avec ξ le coefficient d'amortissement, et w_n la fréquence naturelle associée au mouvement de l'orientation face au vent. On obtient

$$\dot{S} \;=\; \varphi_1(\cdot) + \varphi_2(\cdot)\cdot u_e \tag{5.22}$$

avec les matrices $\varphi_1(\cdot)$ et $\varphi_2(\cdot)$ définies par

$$\varphi_1 = \begin{bmatrix} a_1\ddot{\psi} - a_2(\Omega_1 \cdot \Gamma_{a1} - \Omega_2 \cdot \Gamma_{a2}) - \alpha^{(3)} - a_3\ddot{\alpha} + a_4(\dot{\psi} - \dot{\alpha}) \\ \dfrac{\Gamma_{a1}(V,\psi,\Omega_1)}{J} - \dfrac{f_v}{J}\,\Omega_1 - \dot{\Omega}^* \\ \dfrac{\Gamma_{a2}(V,\psi,\Omega_2)}{J} - \dfrac{f_v}{J}\,\Omega_2 - \dot{\Omega}^* \end{bmatrix}$$

$$\varphi_2 = \begin{bmatrix} -a_2\,(\Omega_1 + \Omega_2) & -a_2\Omega_1 & a_2\,\Omega_2 \\ \dfrac{-1}{J} & \dfrac{-1}{J} & 0 \\ \dfrac{1}{J} & 0 & \dfrac{-1}{J} \end{bmatrix}$$

avec $a_1 = \lambda_{1\psi} - \dfrac{D_r}{K_r}$, $a_2 = \dfrac{K\,L}{K_r\,J}$, $a_3 = \lambda_{1\psi}$, $a_4 = \lambda_{2\psi}$. Il est supposé que les principales incertitudes sont dues à la modélisation du couple aérodynamique $\Gamma_{ai}(V, \Omega_i, \beta_i, \psi)$ des deux éoliennes, qui est fonction de plusieurs grandeurs et de plusieurs paramètres, notamment l'inertie de rotation de la structure K_r, l'inertie de l'éolienne (turbine + génératrice) J. En s'inspirant de (5.14), la fonction φ_1 est supposée s'écrire

$$\varphi_1 = \varphi_{1\mathrm{n}} + \delta\varphi_1 \tag{5.23}$$

avec $\varphi_{1\mathrm{n}}$ le terme nominal connu, $\delta\varphi_1$ regroupant les incertitudes sur φ_1. De plus, si on suppose que Ω_1 et Ω_2 sont non nulles ou non opposées, la fonction φ_2 est inversible. En s'inspirant de (5.16), l'entrée de commande u_e est définie

$$u_e \;=\; \Big[\varphi_{2n}(.)\Big]^{-1}\Big[-\varphi_{1n}(.) + w\Big] \tag{5.24}$$

avec w issue de (5.18)

$$w = \begin{bmatrix} k_{1\psi}\,|S_\psi|^{\frac{1}{2}}\ \mathrm{sign}(\mathrm{S}_\psi) - \displaystyle\int_0^{\mathrm{t}} \mathrm{k}_{2\psi}\,\mathrm{sign}(\mathrm{S}_\psi)\,\mathrm{d}\tau \\ k_{1\,\Omega 1}\,|S_{\Omega 1}|^{\frac{1}{2}}\ \mathrm{sign}(\mathrm{S}_{\Omega 1}) - \displaystyle\int_0^{\mathrm{t}} \mathrm{k}_{2\,\Omega 1}\,\mathrm{sign}(\mathrm{S}_{\Omega 1})\,\mathrm{d}\tau \\ k_{1\,\Omega 2}\,|S_{\Omega 2}|^{\frac{1}{2}}\ \mathrm{sign}(\mathrm{S}_{\Omega 2}) - \displaystyle\int_0^{\mathrm{t}} \mathrm{k}_{2\,\Omega 2}\,\mathrm{sign}(\mathrm{S}_{\Omega 2})\,\mathrm{d}\tau \end{bmatrix}. \tag{5.25}$$

Les gains de la commande w sont fixés suffisamment grands (conditions (5.19)) pour assurer l'établissement d'un régime glissant d'ordre deux par rapport à S en un temps fini *i.e.* $S = \dot{S} = 0$.

5.6 Analyse des résultats de simulation

Afin de démontrer l'efficacité de la commande *super-twisting (STW)*, des simulations ont été effectuées sur le simulateur du système SEREO. Les résultats sont comparés à ceux obtenus avec la commande par mode glissant standard (*SMC*), à travers les mêmes indicateurs de performance que précédemment, à savoir la valeur maximale et l'écart-type des

couples électromagnétiques, et la puissance moyenne produite par les deux éoliennes. Il faut noter que les deux stratégies de commande *STW* et *SMC* sont appliquées au système complet de la structure SEREO donné par (4.18)-(4.17)-(4.16).
Toutes les simulations ont été implémentées dans Matlab/Simulink selon différents scénarios. Les paramètres principaux utilisés dans la simulation peuvent être trouvés dans la Table A.1-Annexe A.

Gains des lois de commande. La commande *SMC* s'écrit comme (5.16), avec w définie par

$$w = [-K_\psi \text{ sign}(S_\psi) \quad -K_{\Omega 1} \text{ sign}(S_{\Omega 1}) \quad -K_{\Omega 2} \text{ sign}(S_{\Omega 2})]^T \tag{5.26}$$

avec K_ψ, $K_{\Omega 1}$, $K_{\Omega 2}$ des constantes positives, réglées suffisamment grandes afin d'assurer l'établissement d'un régime glissant par rapport à S en un temps fini, *i.e.* $S = 0$.

SMC	*STW*
$\lambda_{1\psi} = 3.5$, $\lambda_{2\psi} = 10$, $K_\psi = 200$ $K_{\Omega 1} = 300$, $K_{\Omega 2} = 300$	$\lambda_{1\psi} = 3.5$, $\lambda_{2\psi} = 10$, $k_{1\psi} = 150$ $k_{2\psi} = 0.1$, $k_{1\Omega 1} = 250$, $k_{2\Omega 1} = 0.005$, $k_{1\Omega 2} = 250$, $k_{2\Omega 2} = 0.005$

TABLE 5.1 : Paramètres des commandes *STW* et *SMC*.

5.6.1 Test avec la fonction discontinue *sign*

L'objectif de ce test est de montrer les entrées de commande Γ_{em1} et Γ_{em2} lorsqu'une fonction *sign* est utilisée dans les commandes (5.26) et (5.25) (voir Figure 5.2). Les simulations montrent de fortes oscillations des couples, ce qui augmente les charges sur l'arbre de transmission des éoliennes et peut être, à terme, dommageable. Néanmoins, d'après la Figure 5.2, on peut constater clairement que la commande *STW* est moins agressive car moins « chahutée ». Par conséquent, pour les scénarios suivants, la fonction *sign* est remplacée, pour les deux stratégies *STW* et *SMC*, par une fonction adoucie $tanh\left(\frac{\sigma}{\epsilon}\right)$ ($\epsilon = 0.1$) afin de réduire les oscillations de couple.

5.6.2 Scénario 1. Production maximale et rotation face au vent.

Afin de tenir compte de la combinaison des deux modes (MPPT et orientation face au vent), le profil de la vitesse du vent est

$$V = \left(V_m + \bar{V}\right) \cdot \cos(\psi - \alpha)$$

avec V_m la vitesse du vent moyenne égale à 10.5 m/s, et $\overline{V}$ le terme variable dans le temps défini par un bruit blanc (Figure 5.3 - Haut). La direction du vent varie selon trois valeurs : 0°, 10°, 20° (voir courbe bleue de la Figure 5.3-Bas). La Figure 5.3 confirme le bon suivi de l'alignement de la structure face au vent.

Les coefficients de puissance C_{p1}, C_{p2} et le suivi des vitesses de rotation Ω_1, Ω_2 sont représentés Figure 5.4. Les coefficients de puissance atteignent leurs valeurs optimales $C_p^{opt} = 0.4$. Pendant le transitoire, les coefficients de puissance (Figure 5.4-Haut) chutent

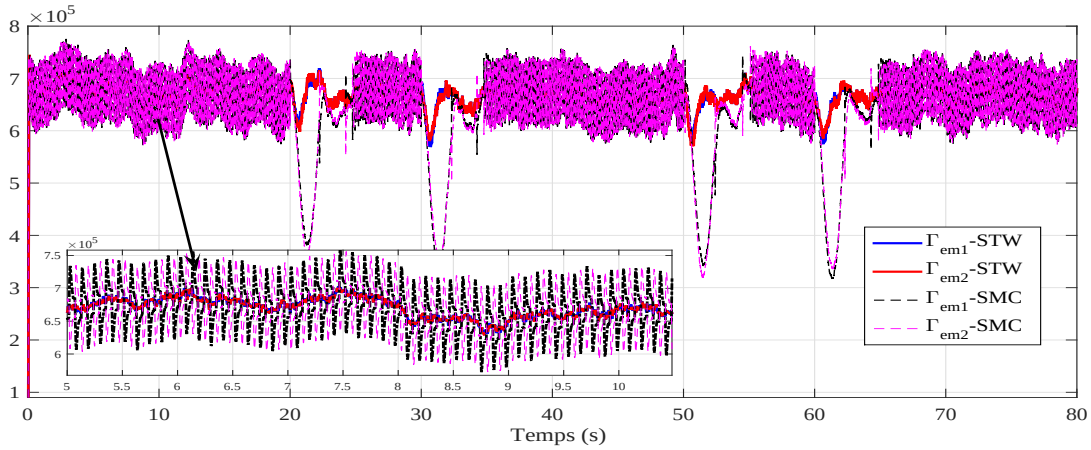


FIGURE 5.2 : Couples électromagnétiques Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ avec les commandes STW et SMC en utilisant la fonction $sign$, en fonction du temps (sec) .

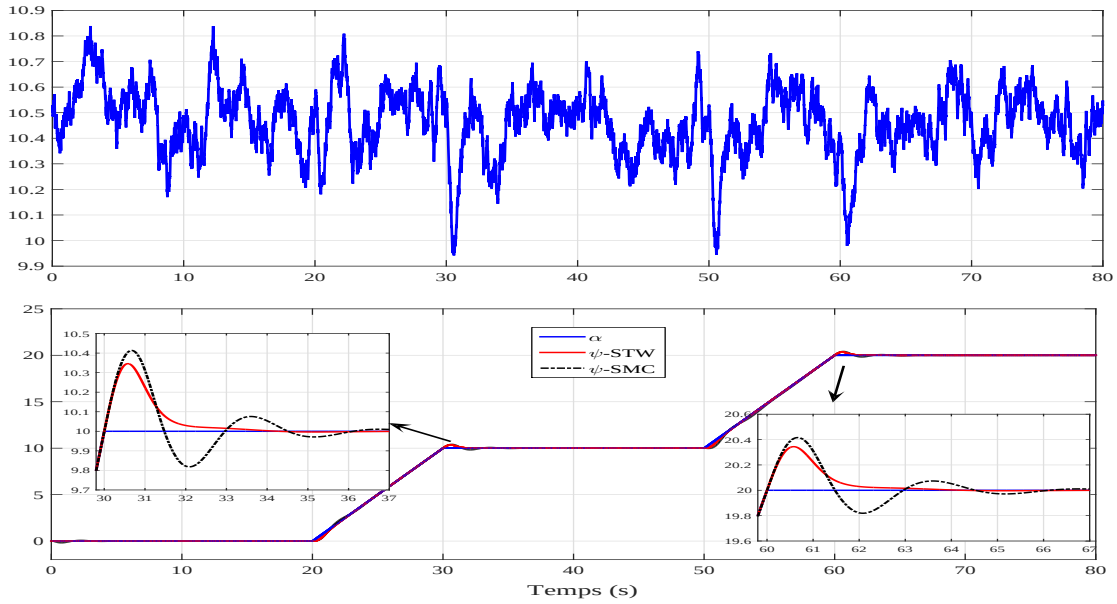


FIGURE 5.3 : **Scénario 1. - Haut.** Vitesse de vent (m/s) en fonction du temps (sec). **Bas.** Angle d'orientation (°) en fonction du temps (sec).

à cause du désalignement de la structure SEREO par rapport à la direction du vent. Ces coefficients sont aussi affectés par la variation de la vitesse du vent ; il faut noter que la chute des coefficients est plus importante, avec la commande SMC, ce qui induit donc une plus importante chute de puissance.
Durant la rotation, les couples électromagnétiques sont modifiés pour forcer l'orientation du système. Par conséquent, les vitesses de rotation (Figure 5.4-Bas) ne sont pas transitoirement optimales. Pendant la rotation de la structure, lorsque le système est commandé par la commande STW, les vitesses de rotation ont besoin de $2\,s$ pour atteindre la valeur optimale Ω^*, tandis que 5 secondes sont requises avec la stratégie SMC (voir le zoom de la Figure 5.4 - Bas).

La Figure 5.5 montre une comparaison des couples électromagnétiques Γ_{em1}, Γ_{em2}, et les

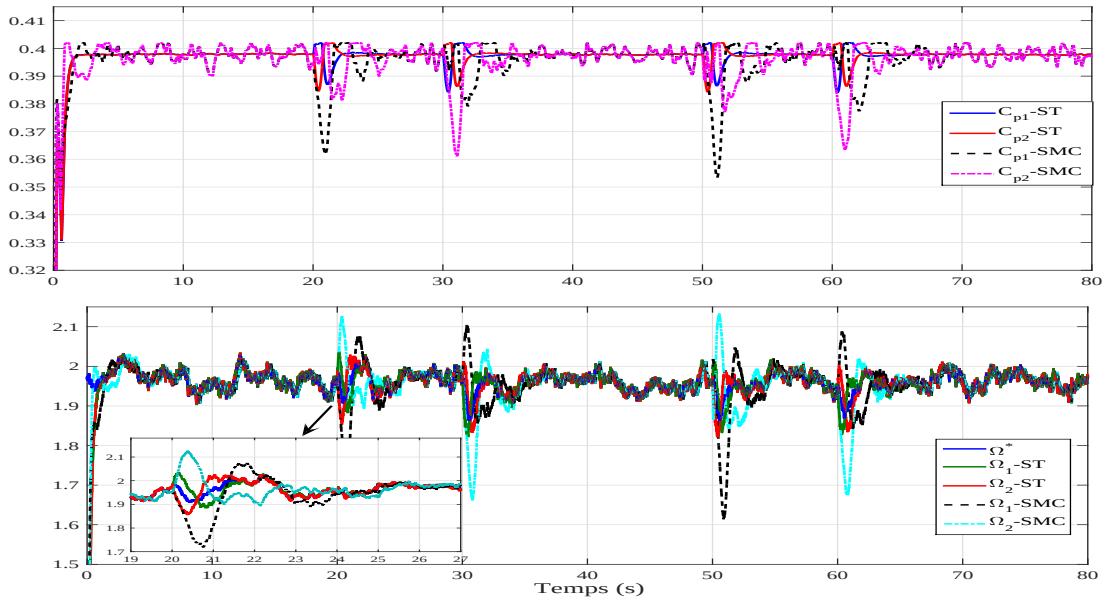


FIGURE 5.4 : **Scénario 1. Haut** - Coefficients de puissance C_{p1} et C_{p2} en fonction du temps (sec). **Bas** - Vitesse de rotation Ω_1 et Ω_2 (rad/s) en fonction du temps (sec).

puissances générées. Lorsque $\psi - \alpha \neq 0$, une différence entre les couples est créée afin de déséquilibrer la structure ; ainsi, un couple apparaît pour orienter la structure face au vent. Étant donné que la rotation face au vent est faite sans actionneur dédié, une perte de puissance est observée (Figure 5.5 - Bas) pendant cette phase.

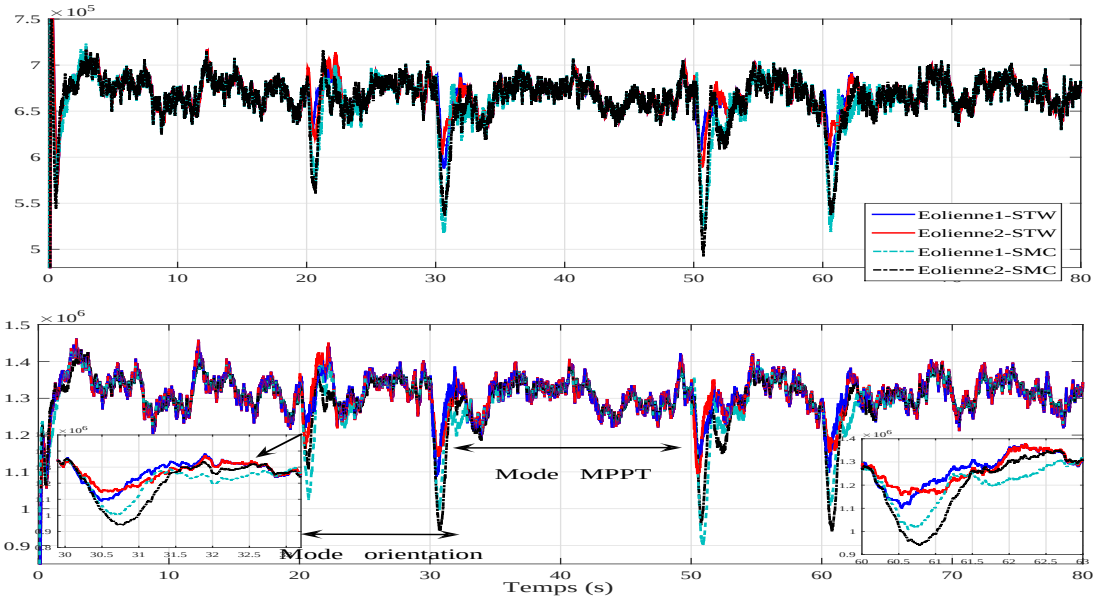


FIGURE 5.5 : **Scénario 1. Haut** - Couples Γ_{em1} et Γ_{em2} ($N.m$) en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissances générées par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec).

Dans un souci de clarté, une comparaison des performances peut être faite à partir de la Table 5.2. Il apparaît que, dans le cas de la stratégie STW, les oscillations des couples

Γ_{emi} sont réduites par rapport à la stratégie *SMC* alors que la puissance produite est plus importante. La commande *STW* semble donc être plus efficace pour ce scénario.

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	***SMC***	***STW***	***SMC***	***STW***
Max Γ_{emi} $(kN.m)$	767.23	744.47	769.87	744.8
Évolution STW/SMC	-3%		-3.3%	
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	31.263	25.95	39.021	26.01
Évolution STW/SMC	-17%		-33.4%	
puissance moyenne (MW)	1.2968	1.3084	1.2964	1.3084
Évolution STW/SMC	$+0.9\%$		$+0.9\%$	

TABLE 5.2 : **Scénario 1.** Indicateurs de performance des commandes *STW* et *SMC*.

5.6.3 Scénario 2. Analyse de la robustesse (incertitudes paramétriques).

Une situation similaire au Scénario 1 est simulée, en considérant des erreurs de modélisation de 15 % sur les couples aérodynamiques Γ_{a1} et Γ_{a2}. L'erreur de poursuite de l'angle d'orientation $(\psi - \alpha)$ et les vitesses de rotation sont montrées Figure 5.6 ; des résultats similaires à ceux obtenus dans le Scénario 1 sont obtenus avec la commande *STW*. Pour la commande *SMC*, le temps de convergence de $\psi - \alpha$ à zéro a augmenté de $3\,s$ (voir Figure 5.6-Haut) par rapport au Scénario 1. De plus, le comportement du système est moins amorti. La commande *SMC* semble donc moins robuste aux incertitudes sur les couples aérodynamiques.

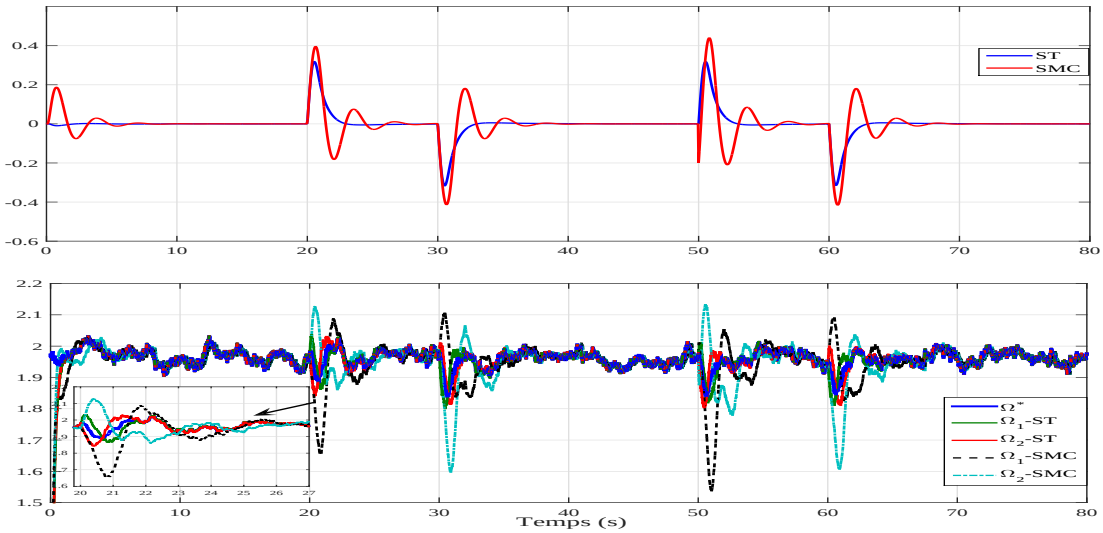


FIGURE 5.6 : **Scénario 2. Haut** - Erreur de poursuite de l'angle d'orientation $\psi - \alpha$ $(°)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Vitesses de rotation Ω_1 et Ω_2 (rad/s) en fonction du temps (sec).

La Figure 5.7 montre les couples Γ_{em1}, Γ_{em2} et les puissances générées par les deux éoliennes. La comparaison des performances des deux stratégies de commande peut être

faite grâce à la Table 5.3. Selon cette table, il est observé que pour la commande *STW*, la variation de l'écart-type de Γ_{em1} et de Γ_{em2} est plus faible. En revanche, pour la com-

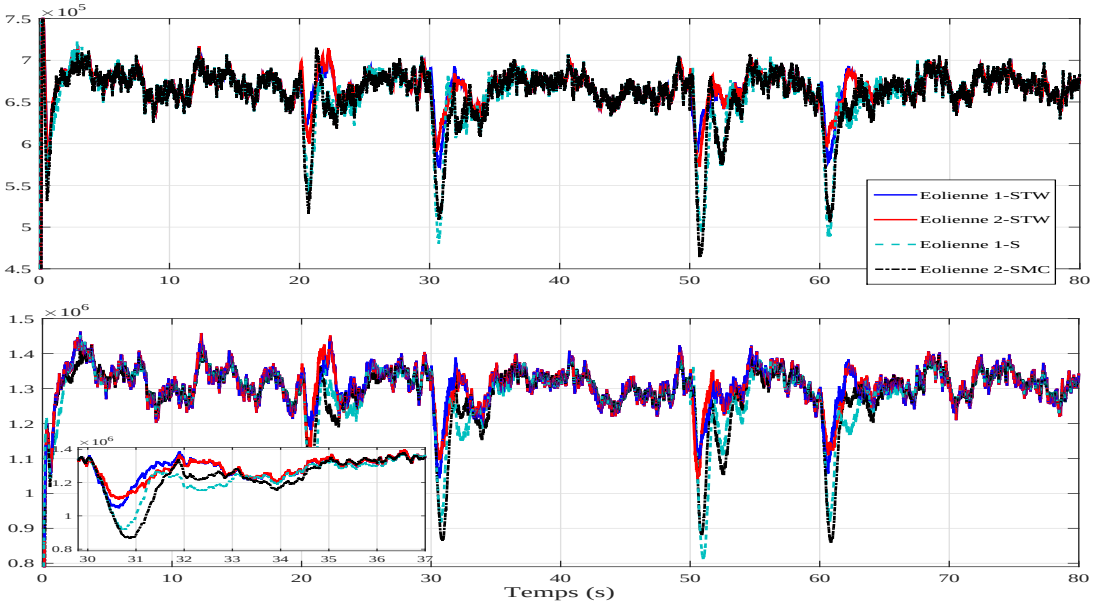


FIGURE 5.7 : **Scénario 2. Haut** - Couples Γ_{em1} et Γ_{em2} $(N.m)$ en fonction du temps (sec). **Bas** - Puissances générées par les deux éoliennes (W) en fonction du temps (sec).

mande *SMC*, la valeur de l'écart-type augmente par rapport au Scénario 1. La puissance moyenne a chuté pour les deux stratégies, mais de façon plus importante avec la commande *SMC* (voir Table 5.2 et 5.3). Enfin, la différence de la puissance produite entre les deux commandes est de 1.15 %. On peut conclure que l'ensemble des indicateurs de performances reste nettement favorable à la commande *STW*.

	Éolienne 1		Éolienne 2	
Stratégie de commande	***SMC***	***STW***	***SMC***	***STW***
Max Γ_{emi} $(kN.m)$	776.6	749.46	778.16	749.8
Évolution STW/SMC	-3.5%		-3.6%	
STD Γ_{emi} $(kN.m)$	37.77	27.82	44.972	27.987
Évolution STW/SMC	-26.3%		-37.8%	
Puissance moyenne (MW)	1.2858	1.3058	1.2853	1.3058
Évolution STW/SMC	$+1.15\%$		$+1.15\%$	

TABLE 5.3 : **Scénario 2.** Indicateurs de performance pour des commandes *STW* et *SMC*.

Analyse de la puissance pendant la phase de transitoire (orientation face au vent). Une partie de la puissance est perdue durant la phase de rotation de la structure. Afin d'évaluer cette puissance au moment de la rotation (par exemple à $t = 30.5\,s$), on calcule la différence entre la puissance moyenne totale (éolienne 1 + éolienne 2) et la puissance instantanée totale pour les deux stratégies de commande et selon les deux scénarios (voir Table 5.4). D'après la Table 5.4, on peut constater que la puissance perdue au moment de la rotation est plus importante avec la commande *SMC*. En effet, l'écart de

la puissance perdue entre la commande STW et la commande SMC est de $-50\,\%$ dans le Scénario 1 et de $-40.8\,\%$ dans le Scénario 2. La commande STW apparaît plus efficace pendant la phase de transitoire.

	Scénario 1		Scénario 2	
Stratégie de commande	***SMC***	***STW***	***SMC***	***STW***
Puissance moyenne (totale) (MW)	2.5932	2.6168	2.5711	2.6116
Puissance instantanée (totale, à $t = 30.5\,s$) (MW)	1.9507	2.296	1.805	2.158
Puissance perdue (MW)	0.6425	0.3208	0.7661	0.4536
Évolution de la puissance perdue STW/SMC	$-50\,\%$		$-40.8\,\%$	

TABLE 5.4 : Évaluation de la puissance perdue pendant la phase de transitoire.

5.7 Conclusion

Une nouvelle stratégie pour orienter l'éolienne double est présentée dans ce chapitre. Cette orientation ne nécessite pas d'action sur les angles de calage des pales et est donc applicable aux éoliennes à pales fixes. L'orientation de la structure face au vent est possible par la création d'une différence des forces de traînée entre les deux éoliennes, en agissant sur leurs couples électromagnétiques. Une stratégie de commande basée sur l'algorithme du *super-twisting* est proposée afin d'optimiser la puissance produite, d'orienter la structure face au vent, et de réduire les charges mécaniques sur la structure. La commande type *super-twisting* est comparée avec une commande par mode glissant standard selon différents scénarios. À partir de l'analyse des résultats de simulations, on peut constater que la commande type *super-twisting* est une stratégie plus appropriée pour atteindre les différents objectifs : moins oscillations des couples électromagnétiques, donc moins d'oscillations de la structure, meilleure robustesse et meilleures performances énergétiques.

6

Conclusions et perspectives

Les travaux menés dans cette thèse ont porté sur la modélisation et la commande de deux types d'éoliennes. Le premier type est une éolienne standard avec vitesse et angle de calage des pales variables. Le deuxième type quant à lui, est un nouveau concept d'éolienne à double rotor. L'objectif de cette thèse a été de concevoir des lois de commande non linéaires robustes afin d'améliorer le rendement énergétique des éoliennes, de rendre les systèmes bouclés plus robustes aux différentes perturbations et incertitudes (variations du vent, erreurs de modélisation, bruits de mesure), et de réduire les charges sur la structure. En effet, le régulateur de type proportionnel intégral (PI) est largement utilisé dans la conversion de l'énergie éolienne. Néanmoins, l'efficacité de ce type de régulateur est restreinte par son domaine de fonctionnement ; il peut être moins efficace en terme de précision, de rejet de perturbation et de variations paramétriques. Il est donc intéressant d'étudier l'impact de nouvelles stratégies de commande sur les performances du système (production, efforts sur la structure, ...). Les résultats de cette thèse ont été présentés dans deux parties.

Dans la Partie I, l'étude d'une éolienne à vitesse variable et angle de calage des pales orientable a été présentée. Tout d'abord, quelques aspects d'aérodynamique ont été introduits. Ensuite, la modélisation des différentes parties constituant la chaîne de conversion de l'énergie éolienne (turbine, arbre de transmission, angle de calage des pales, et la partie électrique) a été abordée. Concernant la génératrice électrique, un modèle de la machine synchrone à aimants permanents a été présenté dans le plan triphasé et dans un repère diphasé tournant. Le modèle d'état de l'éolienne a été donné à la fin du Chapitre 2.

Le Chapitre 3 a été consacré à la commande d'une éolienne à vitesse et angle de calage variables. Dans un premier temps, la formulation du problème de la commande a été posée, notamment les zones de fonctionnement d'une éolienne : la zone d'optimisation du rendement énergétique, appelée zone II, la zone de limitation de la puissance produite, appelée zone III, et l'inter-zones entre zone II et III. Dans la zone II, par application de la stratégie *MPPT*, la vitesse de rotation est commandée, en agissant sur le couple électromagnétique afin d'optimiser le rendement énergétique. L'angle de calage quant à lui est maintenu à la valeur optimale correspondant à la valeur optimale du coefficient de puissance maximale [25]-[33]-[72]. Dans la zone III, c'est l'angle de calage qui assure

l'asservissement de la vitesse de rotation à sa valeur nominale afin de limiter la production de la puissance. La commande de l'inter-zones assure la transition « en douceur » entre les zones II et III afin de réduire les oscillations au niveau de l'arbre de transmission. Deux stratégies de commandes ont été proposées dans la zone II : une commande type PI et une commande basée *backstepping*. Ces commandes ont été associées à la stratégie de maximisation du couple *MTPA* afin d'améliorer la production de puissance. Pour la zone III, une commande type PI a été introduite. La comparaison des performances, à partir de l'analyse de la puissance produite et des oscillations de couple électromagnétique, a montré que la commande basée *backstepping* (zone II + inter-zones) associée à la commande type PI (zone II) est plus favorable pour faire face aux différentes perturbations et incertitudes (variations du vent, erreurs de modélisation, bruits de mesure) et permet d'obtenir une meilleure production énergétique, dans de bonnes conditions de sécurité pour la structure.

La Partie II, a été consacrée à la commande d'une nouvelle structure d'éolienne à double rotor. L'originalité de cette structure réside dans le fait qu'elle peut pivoter face au vent sans l'utilisation d'un actionneur dédié, et ce grâce à la rotation libre du bras portant les deux éoliennes, ainsi à la dissymétrie des forces aérodynamiques des deux turbines. Tout le défi est donc de proposer des architectures de commande afin d'assurer une production optimale de la puissance des deux éoliennes, de garantir une bonne orientation de la structure face au vent, et de réduire les charges mécaniques sur la structure. Étant donné que l'environnement est fortement perturbé (variations du vent, erreurs de modélisation, ...), il semble plus approprié de concevoir des lois de commande robustes.

Le Chapitre 4 présente une première approche pour orienter la structure face au vent, qui est basée sur le différentiel des angles de calage des pales. L'idée est de modifier de façon symétrique les angles de calage des deux éoliennes afin de générer une différence des forces de traînée entre les deux rotors ; ainsi, un couple apparaît au niveau du mât de la structure, générant la rotation face au vent. Tout d'abord, le principe général de ce nouveau concept et la modélisation orientée commande de l'éolienne double ont été présentés. Ensuite, une commande par modes glissants d'ordre 1 est synthétisée. Afin de vérifier l'efficacité de cette commande, une comparaison a été faite selon différents scénarios et plusieurs indicateurs, tels que la puissance moyenne produite et l'écart type des couples électromagnétiques et les angles de calage. L'analyse des simulations a montré que la commande par mode glissant est plus efficace en termes de production, de réduction des charges (écart type plus faible par rapport à la commande type PI), et de rejet de perturbations.
Néanmoins, le phénomène de *chattering* intrinsèque à la commande par modes glissants peut augmenter les oscillations du couple électromagnétique, et par conséquent amplifier les charges sur la structure. Afin de pallier ce problème, deux approches basées sur la commande par modes glissants d'ordre deux ont été proposées : une première commande basée sur le *twisting* [119]-[120]-[112], et une seconde basée sur une commande par modes glissants d'ordre 2 par retour de sortie [121]. Ces approches ont été proposées afin de répondre à différents objectifs à savoir, assurer une production optimale de la puissance, forcer la structure face au vent, et limiter les variations des couples électromagnétiques. À partir de l'analyse des performances des trois approches par modes glissant, il a été montré que la commande *twisting* et la commande par modes glissants d'ordre 2 par retour de sortie (*SOFC*) sont plus efficaces en terme de rendement énergétique et réduction de charge mécanique (moins d'oscillations des couples électromagnétiques) ayant un bonus pour l'approche *SOFC*.

Enfin, une commande basée sur l'approche *integral backstepping* [52] a été présentée. Cette commande a été appliquée à un modèle réduit en supposant que les régulations des courants directs sont parfaites. Cela signifie que seule la commande des parties mécaniques (l'orientation de la structure et les vitesses de rotation des deux éoliennes) a été considérée. Cette approche a été comparée avec une commande type PI selon plusieurs scénarios. L'ensemble des indicateurs de performances, tels que la production de la puissance et les oscillations des couples électromagnétiques, reste nettement favorable à la commande *backstepping* avec l'action intégrale.

Une deuxième solution utilisée pour orienter la structure face au vent sans actionneur dédié a été présentée dans le Chapitre 5. Dans ce cas, c'est l'action sur les couples électromagnétiques qui génère la différence des forces de traînée. L'idée est d'agir d'une façon symétrique sur les couples des deux génératrices, ce qui crée une différence entre les vitesses de rotation. Ainsi, un couple apparaît au niveau du mât de la structure, initiant une rotation de la structure. Un des avantages de cette stratégie est de pouvoir équiper la structure d'éoliennes à pales fixes. En outre, elle peut être une solution alternative en cas de défaillance du système de l'orientation des pales. L'approche de commande proposée dans ce chapitre est basée sur le *super-twisting* [120]. Ses performances sont comparées à celles d'une commande standard par modes glissants selon différents scénarios. Il apparaît que l'approche *super-twisting* est plus appropriée en termes de production de puissance et de limitation des oscillations des couples électromagnétiques.

Perspectives. Plusieurs points peuvent être envisagés pour la suite de nos travaux

- Étude de l'orientation de l'éolienne standard (commande de l'orientation de la nacelle). La rotation de la nacelle peut augmenter les charges sur la structure [17] et dégrade la production de la puissance [104]-[100]. Afin de faire face à ces problèmes, l'utilisation de lois de commande robustes peut être envisagée.

- Commande de l'éolienne standard avec prise en compte du réseau. Les variations de la vitesse de vent peuvent dégrader la qualité de la puissance envoyée sur le réseau de distribution ; la commande côté réseau est donc indispensable afin d'assurer une meilleure qualité de l'énergie électrique ;

- Commande de l'éolienne avec l'utilisation d'une information limitée sur le vent (travail en cours). Le signal de la vitesse du vent nécessite des mesures du vent en amont et en aval du rotor de l'éolienne [18]-[17], ce qui nécessite l'utilisation de plusieurs capteurs. L'estimation de la vitesse du vent est donc intéressante en terme de capteurs, et importante pour le calcul de la commande ;

- Fonctionnement de l'éolienne double de façon non symétrique (vitesse de vent différente pour les deux éoliennes). Vu la taille de la structure SEREO et la distance séparant les deux éoliennes, il semble plus réaliste de considérer un profil de vent différent pour les deux éoliennes. Il faut donc analyser les conséquences d'une telle situation, vu que les commandes développées dans la thèse, sont basées sur une symétrie des actions. La synthèse des commandes doit donc tenir compte de ce fait ;

- Il a été vu au fil de ce manuscrit que la production de la puissance est bonne quelque soit la stratégie de commande, avec une faveur pour les commandes non linéaires.

Néanmoins, les oscillations des couples électromagnétiques sont très élevées, notamment avec les erreurs de modélisation et au moment de la rotation face au vent ; développement des lois de commandes adaptatives robustes est envisagé ;

- Développement d'un modèle de la structure SEREO flottante. Idéalement, cette étude pourrait être réalisée grâce au logiciel FAST (National Renewable Energy Laboratory). Cependant, ce logiciel ne peut actuellement pas simuler une telle structure, en raison du caractère double des éoliennes. Le développement d'un modèle complet de la structure SEREO avec le simulateur FAST est un objectif clé pour les futurs travaux, car indispensable pour valider les concepts de commande.

Appendices

Annexe A

Paramètres de simulation

Paramètres de simulation des turbines [25]

Paramètres mécaniques	Paramètres électriques
Puissance nominale 2 MW	Résistance électrique R_s 50 $\mu\Omega$
Vitesse de rotation nominale 2.25 rad/s	Inductance de l'axe direct L_d 0.0055 H
Coefficient de puissance maximale C_p^{max} 0.4	Inductance de l'axe quadratique L_q 0.00375 H
Angle de calage optimale β_{opt} 2 °	Coefficient de frottement visqueux f_v 0
Ratio de vitesse optimal λ_{opt} 7.3	Nombre paires de pôles p 11
Rayon des pales R_t 39 m	Flux magnétique des aimants ϕ_f 136.25 Wb
Densité de l'air ρ 1.205 kg/m^3	
Inertie totale J 10 000 $kg\,m^2$	
Inertie associée à l'angle d'orientation K_r $5 \cdot 10^5$ $kg.m^2$	
Coefficient de frottement associé à l'angle d'orientation D_r 200 $N.m.rad^{-1}.s^{-1}$	
Longueur entre le centre du rotor et l'axe vertical général L 40 m	
Constante de temps de l'angle de calage T_β 0.2 s	

TABLE A.1 : Paramètres utilisés pour la simulation des turbines éoliennes (simple et double rotor).

Paramètres de commande de l'éolienne simple

Les gains des stratégies de commande utilisés pour la commande de l'éolienne simple sont donnés dans le Table A.2.

Zone II + Inter-zones	**Zone III**
Paramètres Backstepping	**Commande de l'angle de calage**
$k_\Omega = 80$	$K_{p\beta} = 50$
$k_d = 5$	$K_{i\beta} = 0.5$
$k_q = 20$	
Paramètres PI	
$K_{p\Omega} = 4.1\,10^5$, $K_{i\Omega} = 13.4\,10^5$	
$K_{pd} = 10$, $K_{id} = 0.01$	
$K_{pq} = 20$, $K_{iq} = 0.5$	

TABLE A.2 : Paramètres des lois de commandes

Annexe B

Transformation de Park-Concordia

La transformation de Park et Concordia [88] est une transformation mathématique, permettant de passer d'un système triphasé $(a-b-c)$ à un système équivalent diphasé $(d-q)$ afin de simplifier l'étude de la machine. Ceci permet d'exprimer les grandeurs de la machines (tensions, courants, flux) dans un repère tournant lié au rotor [52]. Cette transformation s'exprime

$$\begin{bmatrix} X_d \\ X_q \\ X_o \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} cos(\theta_e) & cos(\theta_e - \frac{2\,\pi}{3}) & cos(\theta_e + \frac{2\,\pi}{3}) \\ -sin(\theta_e) & -sin(\theta_e - \frac{2\,\pi}{3}) & -sin(\theta_e + \frac{2\,\pi}{3}) \\ \frac{\sqrt{2}}{2} & \frac{\sqrt{2}}{2} & \frac{\sqrt{2}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \end{bmatrix}$$

avec les états X_* $(* = \{a, b, c, d, q, o\})$ pouvant être des tensions v, des courants i ou des flux magnétiques ϕ. La transformation de Park inverse s'écrit

$$\begin{bmatrix} X_a \\ X_b \\ X_c \end{bmatrix} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} cos(\theta_e) & -sin(\theta_e) & \frac{\sqrt{2}}{2} \\ cos(\theta_e - \frac{2\,\pi}{3}) & -sin(\theta_e - \frac{2\,\pi}{3}) & \frac{\sqrt{2}}{2} \\ cos(\theta_e + \frac{2\,\pi}{3}) & -sin(\theta_e + \frac{2\,\pi}{3}) & \frac{\sqrt{2}}{2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} X_d \\ X_q \\ X_o \end{bmatrix}.$$

Bibliographie

[1] P. Vas, *Sensorless vector control and direct torque control*. Oxford University Press, Oxford, England, 1998. 7, 24, 27, 42, 44, 49, 51, 56, 98

[2] B. Bose, *Modern power electronics and ac drives*. Prentice Hall PTR, US, 2002. 7, 42, 43, 44, 56

[3] A. Glumineau and J. de Leon, *Sensorless AC Electric Motor Control Robust Advanced Design Techniques and Applications*. Springer International Publishing, 2015. 7, 42, 43, 44, 56, 57, 93

[4] M. Hamida, J. De Leon, and A. Glumineau, "High order sliding-mode observers and integral backstepping sensorless control of ipms motor," *International Journal of Control*, vol. 87, no. 10, pp. 2176–2193, 2013. 7, 52, 55, 123, 126

[5] M. N. Uddin and M. A. Rahman, "High-speed control of ipmsm drives using improved fuzzy logic algorithms," *IEEE Transactions on Industrial Electronics,*, vol. 54, no. 1, pp. 190 –199, 2007. 7, 55, 56, 57

[6] I. Guenoune, A. Glumineau, F. Plestan, and A. Chermitti, "Control of wind turbine driven a permanent magnet synchronous generator using backstepping-MTPA strategy control," in *International Conference on Electrical Engineering*, Boumerdes, Algeria, 2015. 8, 28, 63

[7] I. Guenoune, F. Plestan, and A. Chermitti, "Control of a new structure of twin wind turbines," in *International Conference on Renewable Energy*, Birmingham, UK, 2016. 8, 27, 28, 88

[8] I. Guenoune, F. Plestan, A. Chermitti, and C. Evangelista, "Modeling and robust control of a twin wind turbines structure," *Control Engineering Practice*, vol. 69, pp. 23–35, 2017. 8, 27, 28, 88, 99

[9] I. Guenoune, F. Plestan, and A. Chermitti, "MPPT and yaw control combination of a new twin wind turbines structure," in *20th IFAC World Congress*, Toulouse, France, 2017. 8, 27, 28, 123

[10] F. Plestan and A. Chriette, "A robust controller based on adaptive super-twisting algorithm for a 3dof helicopter," in *IEEE Conference on Decision and Control*, Maui, Hawaii, USA, 2012. 8, 144, 145

[11] L. Fridman and A. Levant, *Sliding mode control in engineering, in Higher Order Sliding Modes*. Marcel Dekker, New York, 2002. 8, 144, 145

[12] I. Guenoune, F. Plestan, and A. Chermitti, "Yaw rotation control for a new twin wind turbines structure based on super-twisting strategy," in *IEEE Conference on Control Technology and Applications IEEE CCTA*, Kohala Coast, Hawai'i, USA, 2017. 8, 28, 145

[13] M. Mirzaei, "Wind turbine control : Robust model based approach," Ph.D. dissertation, Technical University of Danemark, 2012. 11, 17, 18, 19, 23, 24, 47, 52

[14] "Wind works. www.windworks. org/photos/photosvawts.html," 2007. 11, 20

[15] F. Bianchi, H. D. Battista, and R. Mantz, *Wind Turbine Control Systems : Principles, Modelling and Gain Scheduling Design.* Springer-Verlag London, 2007. 11, 18, 19, 20, 21, 23, 25, 27, 31, 34, 37, 38, 48, 62, 67, 142

[16] "Système d'orientation des pales." 11, 21

[17] H. Camblong, "Minimisation de l'impact des perturbations d'origine éolienne dans la génération d'electricité par des aérogénérateurs à vitesse variable," Ph.D. dissertation, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers Centre de Bordeaux, Décembre 2003. 11, 17, 18, 22, 24, 35, 39, 41, 51, 52, 53, 54, 155

[18] B. Beltran, "Contribution à la commande robuste des éoliennes à base de génératrices asynchrones double alimentation : Du mode glissant classique au mode glissant d'ordre supérieur," Ph.D. dissertation, Université de Bretagne Occidentale, Brest, France, 2010. 11, 17, 22, 24, 27, 31, 34, 35, 36, 38, 39, 40, 41, 48, 51, 155

[19] E. A. Salma, "Modélisation de différentes technologies d'éoliennes intégrées dans un réseau de moyenne tension," Ph.D. dissertation, Ecole Centrale Lille, 2004. 11, 24, 33, 38, 48, 54, 62, 63

[20] N. Laverdure, "Sur l'intégration des générateurs éoliens dans les réseaux faibles ou insulaires," Ph.D. dissertation, Institut National Polytechnique de Grenoble, France, Décembre 2005. 11, 34, 35, 36, 37, 41

[21] S. Chkir, "Contribution à l'étude aérodynamique d'une éolienne par une méthode de sillage libre," Ph.D. dissertation, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, Paris, 2010. 11, 34, 48

[22] W. Wang, S. Caro, F. Bennis, and O. R. S. Mejia, "A simplified morphing blade for horizontal axis wind turbines," *Solar Energy Engineering*, vol. 136, no. 011018-1, February 2014. 11, 33, 34, 36, 37

[23] B. Boukhezzar, "Sur les stratégies de commande pour l'optimisation et la régulation de puissance des éoliennes à vitesse variable," Ph.D. dissertation, Université Paris XI Orsay, France, Février 2006. 11, 40, 41, 51, 53, 54

[24] C. Huang, F. Li, T. Ding, Z.Jin, and X. Ma, "Second-order cone programming-based optimal control strategy for wind energy conversion systems over complete operating regions," *IEEE Trans. Sustain. Energy*, vol. 6, no. 1, pp. pp. 263–271, 2015. 11, 24, 27, 38, 39, 41, 42, 52, 53, 67, 89, 109

[25] A. Uehara, A. Pratap, T. Goya, T. Senjyu, A. Yona, N. Urasaki, and T. Funabashi, "A coordinated control method to smooth wind power fluctuations of pmsg-based wecs," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 26, no. 2, pp. 550–558, 2011. 11, 27, 38, 41, 42, 44, 45, 50, 51, 56, 57, 58, 74, 85, 89, 98, 109, 153, 159

[26] W. Qiao, L. Qu, and G. Harley, R, "Control of ipm synchronous generator for maximum wind power generation considering magnetic saturation," *IEEE Trans. Ind. Applications*, vol. 45, no. 3, pp. 1095–1105, 2009. 11, 25, 44

[27] F. Blaschke, "The principle of field orientation applied to the new trans-vector closed-loop control system for rotating field machine," *Siemens rev.*, vol. 93, pp. 217–220, 1972. 11, 56, 57

[28] M. L. Corradini., G. Ippoliti., and G. Orlando, "Robust control of variable-speed wind turbines based on an aerodynamic torque observer," *IEEE Trans. Control Syst. Technology*, vol. 21, no. 4, pp. 1199–1206, 2013. 11, 12, 25, 52, 58, 63, 64

[29] C. Huang, F. Li, and Z. Jin, "Maximum power point tracking strategy for large-scale wind turbine dynamics," *IEEE Trans. Ind. Electronics*, vol. 62, no. 4, pp. 2530–2539, 2015. 12, 41, 67

[30] A. Herskovits, O. Laffitte, P. Thome, and A. Tobie, "V-shaped, bi-rotor wind generator on a spar floating structure," French Patent WO2 014 060 420 A1, 2014. 12, 26, 83, 86, 87, 88

[31] "Global wind report annual market update," 2014. [Online]. Available : http://www.gwec.net/wp-content/uploads/2015/03/GWEC_Global_Wind.pdf 15, 18

[32] R. Harrison, E. Hau, and H. Snel, *Large Wind Turbines*. Wiley, England, 2000. 17, 20

[33] B. Beltran, T. Ahmed-Ali, and M. Benbouzid, "High-order sliding-mode control of variable-speed wind turbines," *IEEE Trans. Ind. Electronics.*, vol. 56, no. 9, pp. 3314–3321, 2009. 18, 25, 26, 27, 31, 39, 48, 67, 85, 89, 96, 98, 114, 142, 145, 153

[34] T. Ackermann and L. Soder, "An overview of wind energy-status 2002," *Renew.Sustain. Energy Rev.*, vol. 6, no. 1-2, pp. 67–128, 2002. 18, 19, 20, 22

[35] P. Gardner, A. Garrad, P. Jamieson, H. Snodin, and A. Tindal, "Wind energy." 18, 20

[36] I. Munteanu, A. Bratcu, N. Cutululis, and C. Emil, *Optimal Control of Wind Energy Systems*. Advances in Industrial Control, Springer, 2008. 20, 23, 27, 34, 38, 62, 91, 93

[37] H. Shariatpanah, R. Fadaeinedjad, and M. Rashidinejad, "A new model for pmsg-based wind turbine with yaw control," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 28, no. 4, pp. pp. 929–937, 2013. 20, 38, 85, 98

[38] V. Tan, L, N. Thanh, H, and L. Dong, C, "Advanced pitch angle control based on fuzzy logic for variable-speed wind turbine systems," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 30, no. 2, pp. 578–587, 2015. 21, 25, 31, 41, 53, 67, 68, 141

[39] M. Balas, L. Fingersh, K. Johnson, and L. Pao, "Control of variable-speed wind turbines : standard and adaptive techniques for maximizing energy capture." *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 26, pp. 70–81, 2006. 22

[40] A. Larsson, P. Sorensen, and F. Santjer, "Grid impact of variable speed wind turbines," in *Pro. of European Wind Energy Conference and Exhibition*, Nice, France, March 1999. 22

[41] T. Petru and T. Thiringer, "Active flicker reduction from a sea-based 2.5 mw wind park connected to a weak grid," in *Pro.Nordic Workshop on Power and Industrial Electronics*, Aalborg, Denmark, June 2002. 22

[42] T. Burton, *Wind energy : handbook*. John Wiley & Sons, 2001. 22, 31

[43] M. Singh, "Adaptive network-based fuzzy inference systems for sensorless control of pmsg based wind turbine with power quality improvement features," Ph.D. dissertation, Université du Québec, 2010. 23, 24

[44] F. Poitiers, "Etude et commande de generatrices asynchrones pour l'utilisation de l'energie eolienne," Ph.D. dissertation, Ecole polytechnique de l'Université de Nantes, 2003. 23

[45] M. Elnashar, M. Kazerani, M. andEl Shatshat, and M. Salama, A, "Comparative evaluation of reactive power compensation methods for a stand-alone wind energy conversion system," in *Power Electronics Specialists Conference*, Rhodes, Greece, June 2008. 23

[46] L. Ching-Ying, C. Li-Chieh, T. Shao-Hong, L. Wen-Tsan, and W. Yuang-Kang, "The impact of scig wind farm connecting into a distribution system," in *Power and Energy Engineering Conference*, Wuhan, China, March 2009. 23

[47] V. Agarwal, R. Aggarwal, P. Patidar, and C. Patki, "A novel scheme for rapid tracking of maximum power point in wind energy generation systems," *IEEE Trans. Energy. Convrs.*, vol. 25, no. 1, pp. 228–236, 2010. 23

[48] R. Bayindir, I. Colak, E. Kabalci, and E. Irmak, "The fuzzy logic control of a multilevel converter in a variable speed wind turbine," in *Inter. Conf. on Machine Learning and Applications ICMLA*, Florida, USA, December 2009. 23

[49] J. Baroudi, V. Dinavahi, and M. Knight, "A review of power converter topologies for wind generators," *Renew. Energy*, vol. 32, no. 14, pp. 100–106, 2007. 24

[50] Z. Chen, M. Guerrero, J, and F. Blaabjerg, "A review of the state of the art of power electronics for wind turbines," *IEEE Trans. Power. Electronics.*, vol. 24, no. 8, pp. 1859–1875, 2009. 24

[51] N. Bianchi and A. Lorenzoni, "Permanent magnet generators for wind power industry : an overall comparison with traditional generators," in *Inter. Conf. onOpportunities and Advances in Intern. Electric Power Generation*, Durham,UK, March 1996. 24

[52] M. A. Hamida, "Commande robuste sans capteur mécanique de l'actionneur synchrone à pôles saillants," Ph.D. dissertation, Ecole Centrale Nantes, France, Novembre 2013. 24, 42, 55, 56, 57, 64, 123, 155, 161

[53] N. Khezami, "Commande multimodèle optimale des éoliennes : Application à la participation des éoliennes au réglage de la fréquence," PhdThesis, Ecole Centrale Lille, France, Octobre 2011. 24, 41

[54] A. Murray, M. Palma, and A. Hussain, "Performance comparison of permanent magnet synchronous motors and controlled induction motors in washing machine applications using sensorless field oriented control," in *Proc. IEEE Ind. Appl. Soc. Annu. Meeting*, Edmonton, AB, Canada, October 2008. 25

[55] J. Zaragoza., J. Pou., A. Arias., C. Spiteri., E. Robles., and S. Ceballos, "Study and experimental verification of control tuning strategies in a variable speed wind energy conversion system," *Renewable Energy*, vol. 36, no. 5, pp. 1421–1430, 2011. 25

[56] B. Kristiansson and B. Lennartson, "Robust tuning of pi and pid controllers : Using derivative action despite sensor noise," *IEEE Control Syst.*, vol. 26, no. 1, pp. 55–69, 2006. 25

[57] M. Chinchilla., S. Arnaltes., and J. C. Burgos, "Control of permanent-magnet generators applied to variable-speed wind-energy systems connected to the grid," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 21, no. 1, pp. 130–135, 2006. 25, 27, 52, 58

[58] W. Leonhard, *Control of Electrical Drives*, ser. Engineering online library. Springer Berlin Heidelberg, 2001. 25

[59] H. Jafarnejadsani, J. Pieper, and J. Ehlers, "Adaptive control of a variable-speed variable-pitch wind turbine using radial-basis function neural network," *IEEE Trans. Control Syst. Technology*, vol. 21, no. 6, pp. 2264–2272, 2013. 25, 67, 85

[60] D.-Y. Li, W.-C. Cai, P. Li, Z. Jia, and Y.-D. Chen, J. Song, "Neuroadaptive variable speed control of wind turbine with wind speed estimation," *IEEE trans. Industr. Electronics*, vol. 63, no. 12, pp. 7754–7764, 2016. 25

[61] B. Muhando, E, T. Senjyu, A. Uehara, T. Funabashi, and C. Kim, "Lqg design for megawatt-class wecs with dfig based on functional models fidelity prerequisites," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 24, no. 4, pp. 893–904, 2009. 25, 67

[62] B. Muhando, E, T. Senjyu, A. Urasaki, N. Yona, H. Kinjo, and T. Funabashi, "Gain scheduling control of variable speed wtg under wiwide varying turbulence loading," *Renew. Energy*, vol. 32, no. 14, pp. 2407–2423, 2007. 25

[63] D. Bianchi, F, J. Mantz, R, and F. Christiansen, C, "Gain scheduling control of variable-speed wind energy conversion systems using quasi lpv model," *Control Eng. Pract*, 2005. 25

[64] B. Beltran, T. Ahmed-Ali, and M. Benbouzid, "Sliding mode power control of variable-speed wind energy conversion systems," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 23, no. 2, pp. pp. 551–558, 2008. 25, 31, 37, 39, 50, 99

[65] F. Puleston, P, J. Mantz, R, E. Bataiotto, P, and F. Valenciaga, "Sliding mode control for efficiency optimization of wind energy systems with double output induction generator," *Int. J. Energy Res.*, no. 24, pp. 77–92, 2000. 25, 26

[66] R. Saravanakumar and D. Jena, "Validation of an integral sliding mode control for optimal control of a three blade variable speed variable pitch wind turbine," *Electrical power and Energy Systems*, vol. 69, pp. 421–429, 2015. 25, 68, 85, 106

[67] H. Lee, S, J. Joo, Y, J. Back, and H. Seo, J, "Sliding mode controller for torque and pitch control of wind power system based on pmsg," in *Proc. Int. Conf. Control Autom. Syst.*, Gyeonggi-do, South Korea, 2010. 25

[68] A. Merabet, T. Ahmed, K, H. Ibrahim, and R. Beguenane, "Implementation of sliding mode control system for generator and grid sides control of wind energy conversion system," *IEEE Trans. on Sustain. Energy*, vol. 7, no. 3, pp. 1327–1335, 2016. 25, 114

[69] F. Valenciaga and F. Puleston, Pau, "Variable structure control of a wind energy conversion system based on a brushless doubly fed reluctance generator," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 22, no. 2, 2007. 25, 99, 142

[70] F. Valenciaga and F. Puleston, P, "High-order sliding control for a wind energy conversion system based on a permanent magnet synchronous generator," *IEEE Trans. Energy Convers.*, vol. 23, no. 3, pp. 860–867, 2008. 25

[71] C. Evangelista, F. Puleston, P.and Valenciaga, and M. Fridman, L, "Active and reactive power control for wind turbine based on a mimo 2-sliding mode algorithm with variable gains," *IEEE trans. Energy Conversion*, vol. 28, no. 3, pp. 682–689, 2013. 25, 27, 85

[72] C. Evangelista, P. Alissandro, P. Puleston, and E. Usai, "Receding horizon adaptive second-order sliding mode control for doubly-fed induction generator based wind turbine," *IEEE trans. on Contr. Syst. Technology*, vol. 1, no. 25, pp. 73–84, 2017. 25, 27, 153

[73] A. Merabet, J. Thongam, and J. Gu, "Torque and pitch angle control for variable speed wind turbines in all operating regimes," in *International Conference on Environment and Electrical Engineering*, October 2011, pp. 1 – 5. 25, 53

[74] B. Boukhezzar, L. Lupu, H. Siguerdidjane, and M. Hand, "Multivariable control strategy for variable speed, variable pitch wind turbines," *Renew. Energy*, vol. 32, no. 8, pp. 1273–1287, 2007. 25, 27, 50, 53, 54, 68

[75] L. Zhang, E. Chenliang, L. Haidong, and X. Honghua, "A new pitch control strategy for wind turbine base on quasi-sliding mode control," in *Inter. Conf. on Sustain. Power Generation and Supply*, Nanjing, China, December 2009. 26, 53

[76] V. Kokotović, P, M. Krstić, and I. Kanellakopoulos, "Backstepping to passivity : Recursive design of adaptive suystems," in *IEEE Conference on Decision and Control*, Tucson, Arizona, December 1992. 26, 64, 126

[77] B. Bose, "A high-performance inverter-fed drive system of an interior permanent magnet synchronous machine," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 24, no. 6, pp. 987 – 997, 1988. 27, 98

[78] I. Guenoune, P. Bonofiglio, F. Plestan, and A. Chermitti, "Second order sliding mode controllers for a new concept of wind turbines : design and comparisons," in *Americain Control Conference*, 2018 (soumis). 27, 28

[79] Z. Ma, "Synchronverter-based control for wind power," Ph.D. dissertation, Loughborough University, UK, July 2012. 31

[80] M. Hamida, M. Ezzat, A. Glumineau, J. De Leon, and R. Boisliveau, "Commande par backstepping avec action intégrale pour la msap : Tests expérimentaux," in *Conférence Internationale Francophone d'Automatique (CIFA)*, Grenoble, France, 2012. 31, 44

[81] C. Guy, *Eoliennes et Aerogénérateurs, guide de l'énergie éolienne*, Edisud, Ed., France, 2001. 35, 37

[82] "Etude théorique d'une éolienne." [Online]. Available : http://eolienne.f4jr.org/eolienne_etude_theorique 36

[83] N. Jenkins. and J. Walker, *Wind Energy Technology*. Wiley, England, 1997. 38

[84] P. Novak., I. Jovik., and B. Schmidtbauer, "Modeling and identification of drive-system dynamics in a variable-speed wind turbine," in *IEEE Conference on Control Applications*, Strathclyde University, Glasgow, 1994. 39

[85] J. Martinez, "Modeling and control of wind turbines," Master's thesis, Chemical Engineering and Chemical Technology, London, UK, September 2007. 39

[86] J. Licari, "Control of a variable-speed wind turbine," Ph.D. dissertation, Institue of Energy Cardiff University, February 2013. 41, 43, 52

[87] M. Ezzat, "Commande non linéaire sans capteur de la machine synchrone à aimants permanents," Ph.D. dissertation, Ecole Centrale de Nantes, Mai 2011. 43

[88] H. Park, R, "Two-reaction theory of synchronous machines. generalized method of analysis–part i," *AIEE Transaction*, vol. 48, pp. 716–730, 1929. 44, 161

[89] P. Kokotovic, "The joy of feedback : nonlinear and adaptive," *IEEE Control Systems Magazine*, vol. 12, no. 3, pp. 7–17, 1992. 47

[90] J. Hostettler and X. Wang, "Sliding mode control of a permanent magnet synchronous generator for variable speed wind energy conversion systems," in *IEEE American Control Conference*, Chicago, IL, USA, July 2015. 52

[91] T. Senjyu, R. Sakamoto, N. Urasaki, T. Funabashi, H. Fujita, and H. Sekine, "Output power leveling of wind turbine generator for all operating regions by pitch angle control," *IEEE trans. Energy Conversion*, vol. 21, no. 2, pp. 467–475, June 2006. 53

[92] F. Pozo, Y. Vidal, L. Acho, N. Luo, and M. Zapateiro, "Power regulation of wind turbine torque and pitch control," in *American Control Conference (ACC)*, June 2013, pp. 6486 – 6491. 53

[93] H. Camblong, I. M. de Alegriab, and M. Rodriguezc, "Principales of simulation model for a variable-speed pitch-regulated wind turbine," *Wind Engineering*, vol. 28, no. 2, pp. 157–175, 2004. 53

[94] T. Sebastiangordon and G. R. Slemon, "Operating limits of inverter-driven permanent magnet motor drives," *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 23, no. 2, pp. 327–333, 1987. 56

[95] D. Ikni., M. S. Camara., M. B. Camara., B. Dakyo., and H. Gualous, "Parmanent magnet synchronous generators for large scale offshore wind farm connected to grid comparative study between dc and ac configurations," *Inter. Jour. of Renewable Energy Research, IJRER*, vol. 4, no. 2, pp. pp. 519–527, 2014. 63

[96] O. Härkegård, "Backstepping and control allocation with applications to flight control," Ph.D. dissertation, Linköping University, Sweden, 2003. 63

[97] I. Kanellakopoulos, V. Kokotović, P, and S. Morse, A, "A toolkit for nonlinear feedback design," *Syst. Contr. Letters*, vol. 18, no. 2, pp. 83–92, 1992. 64

[98] M. Muyeen, S, J. Tamura, and T. Murata, *Stability Augmentation of a Grid Connected Wind Farm.* Berlin, Germany : Springer-Verlag, 2008. 68

[99] Y. Tang, C, Y. Guo, and N. Jiang, J, "Nonlinear dual-mode control of variable-speed wind turbines with doubly fed induction generators," *IEEE Trans. Control Syst. Technology*, vol. 19, no. 4, pp. pp. 744–756, 2011. 74, 90, 91

[100] A. Mesemanolis and C. Mademlis, "Combined maximum power point and yaw control strategy for a horizontal axis wind turbine," in *International Conference on Electrical Machines*, Berlin, Germany, 2014. 85, 86, 155

[101] M. Soliman., O. P. Malik., and D. T. Westwick, "Multiple model predictive control for wind turbines with doubly fed induction generators," *IEEE Trans. Sustain. Energy*, vol. 2, no. 3, pp. 215–225, JULY 2011. 85

[102] L. Corradini, M, G. Ippoliti, and G. Orlando, "An observer-based blade-pitch controller of wind turbines in high wind speeds," *Control Eng. Pract*, vol. 58, pp. 186–192, 2016. 85

[103] K. Lee, J. Im, C. Im, W. Cho, and J. Back, "Mppt and yawing control of a new horizontal-axis wind turbine with two parallel-connected generators," in *International Conference on Power Electronics and ECCE Asia*, Hefei, China, 2011. 85

[104] S. Choi, H, G. Kim, J, H. Cho, J, and S. Nam, Y, "Active yaw control of mw class wind turbine," in *International Conference on Control, Automation and Systems*, Kintex, Gyeonggi-do, Korea, 2010. 85, 155

[105] F. Manwell, J and L. Rogers, A, *Wind Energy Explained : Theory, Design and Application. Second Edition.* University of Massachusetts, USA : John Wiley & Sons Ltd, 2009. 85

[106] S. Zalkind, D and Y. Pao, L, "The fatigue loading effects of yaw control for wind plants," in *American Control Conference (ACC)*, Boston, MA, USA, 2016. 86

[107] P. Eberhart, S. Chung, T, A. Haumer, and C. Kral, "Open source library for the simulation of wind power plants," in *International Modelica Conference*, Versaille, France, 2015. 90

[108] S. Georg., H. Schulte., and H. Aschemann, "Control-oriented modelling of wind turbines using a takagi-sugeno model structure," in *Fuzzy Systems (FUZZ-IEEE), International Conference*, Brisbane, Australia, 2012. 90

[109] M. Hamida, J. De Leon, A. Glumineau, and R. Boisliveau, "An adaptive interconnected observer for sensorless control of pm synchronous motors with online parameter identification," *IEEE Trans. Ind. Electronics*, vol. 60, no. 2, pp. 739 –748, 2013. 93

[110] V. Utkin, "Variable structure systems with sliding modes," *IEEE Trans. Automatic Control*, vol. 22, no. 2, pp. 212 – 222, 1977. 99, 144

[111] V. Utkin, J. Gluldner, and J. Shi, *Sliding mode control in electro-mechanical systems*. Taylor &Francis ; New York,USA, 1999. 99, 101, 114

[112] Y. Shtessel, C. Edwards, L. Fridman, and A. Levant, *Sliding Mode Control and Observation*. Springer, New York, USA, 2014. 99, 101, 114, 144, 154

[113] V. I. Utkin, "Sliding mode control design principles and applications to electrical drives," *IEEE Trans. Ind. Electronics*, vol. 40, no. 1, pp. 23–36, 1993. 99

[114] K. Jezernik, J. Korelic, and R. Horvat, "Pmsm sliding mode fpga-based control for torque ripple reduction," *IEEE trans. Power Electron*, vol. 28, no. 7, pp. 3549–3556, 2013. 99

[115] A. Girin., F. P. X. Brun., and A. Glumineau., "Robust control of an electropneumatic actuator : Application to an aeronautical benchmark," *IEEE Trans. Control Syst. Technology*, vol. 17, no. 3, pp. 633–645, 2009. 99

[116] F. Plestan, Y. Shtessel, V. Brégeault, and A. Poznyak, "Sliding mode control with gain adaptation-application to an electropneumatic actuator," *Control Engineering Practice*, vol. 21, no. 5, pp. 679–688, 2013. 99

[117] R. Aghatehrani and R. Kavasseri, "Sensitivity-analysis-based sliding mode control for voltage regulation in microgrids," *IEEE Trans. Sustain. Energy*, vol. 4, no. 1, pp. 50–57, 2013. 99

[118] D. Traore, F. Plestan, A. Glumineau, and J. de Leon, "Sensorless induction motor : High-order sliding-mode controller and adaptive interconnected observer," *IEEE Trans. Ind. Electronics*, vol. 55, no. 11, pp. 3818–3827, 2008. 99

[119] L. Levantovsky, "Second order sliding algorithms. their realization," *Dynamics of Heterogeneous Systems*, pp. 32–43, 1985. 114, 116, 154

[120] A. Levant, "Sliding order and sliding accuracy in sliding mode control," *International Journal of Control*, vol. 58-6, pp. 1247–1463, 1993. 114, 116, 117, 139, 154, 155

[121] X. Yan, A. Estrada., and F. Plestan, "Adaptive pulse output feedback controller based on second-order sliding mode : Methodology and application," *IEEE Trans. Control Syst. Technology*, vol. 24, no. 6, pp. 2233–2240, 2016. 114, 116, 117, 154

[122] X. Yan, "Development of robust control based on sliding mode for nonlinear uncertain systems," Ph.D. dissertation, Ecole Centrale de Nantes, France, 2016. 116

[123] F. Plestan, E. Moulay, A. Glumineau, and T. Cheviron, "Robust output feedback sampling control based on second-order sliding mode," *Automatica*, vol. 6, no. 46, pp. 1096–1100, 2010. 116, 117

[124] A. Estrada and F. Plestan, "Second order sliding mode output feedback control : Impulsive gain and extension with adaptation," in *IEEE Conference on Decision and Control*, Maui, Hawai, USA, 2012. 117

[125] A. Levant, "Robust exact differentiation via sliding mode technique," *Automatica*, vol. 34, no. 3, pp. 379–384, 1998. 139, 144

[126] J. Machowski, W. Bialek, J, and R. Bumby, J, *Power System Dynamics and Stability*. John Wiley & Sons Ltd, Chichester, UK, 1997. 142

Résumé

Le travail de cette thèse s'inscrit dans la commande non linéaire des structures éoliennes. Le premier objectif de cette thèse est la commande d'une éolienne standard fonctionnant à vitesse et angle de calage variables. Les stratégies de commande proposées permettant de commander l'éolienne dans des zones de fonctionnement différentes (optimisation et limitation de la puissance produite). Le deuxième objectif consiste en la conception de commande d'une nouvelle structure d'éolienne à double rotor. L'originalité de cette structure réside dans le fait qu'elle peut pivoter face au vent sans actionneur dédié, et ce grâce à la rotation libre du bras portant les deux éoliennes. Deux architectures de commande sont proposées afin d'orienter la structure face au vent : l'une crée un différentiel des angles de calage des pales des deux éoliennes, l'autre agissant via la différence de puissance produite par les deux génératrices. Étant donné que l'environnement est incertain et fortement perturbé (variations du vent, erreurs de modélisation, bruits de mesure), des lois de commande non linéaires robustes sont proposées. L'efficacité des stratégies de commande a été vérifiée selon différents scénarios.

Mots-clés : Éolienne à vitesse et angle de calage variables, éolienne double rotor, commande par mode glissant, *backstepping*.

Abstract

This work deals the nonlinear control of wind turbine structures. The first objective is the design of control laws of a standard wind turbine with variable speed-variable pitch angle. The proposed control strategies allow controlling the wind turbine in different operating areas (optimization and power limitation). The second objective consists in controlling a new structure of twin wind turbines. The originality of this structure lies in the fact that it can rotate face the wind without using a dedicated actuator, thanks to the free rotation of the arm carrying the wind turbines. Two control architectures are proposed in order to ensure the structure face the wind: pitch angles differential and the produced power difference. Given that the environment is uncertain (wind variations, modeling errors, noise), robust nonlinear control laws are proposed for a multiple objectives. The efficiency of the control strategies have been carried out according to several scenarios.

Keywords: Variable speed and pitch wind turbine, twin wind turbine, sliding mode, *backstepping.*

تلخيص

هذا العمل يتناول التحكم الغير خطية لهياكل توربينات الرياح. الهدف الأول هو تصميم قوانين التحكم في توربينات الرياح مع تغير السرعة و تغير زوايا التوربينات. استراتيجيات التحكم المقترحة تسمح التحكم على توربينات الرياح في مناطق التشغيل المختلفة (الأمثل والحد من الطاقة). الهدف الثاني هو التحكم على هيكل جديد من توربينات الرياح توأمية الشكل. أصالة هذا النظام تكمن في حقيقة أنه يمكن تدويره في اتجاه الرياح دون استخدام محرك مخصص، وذلك بفضل الدوران الحر للذراع الذي يحمل توربينات الزوايا وفرق الطاقة المنتجة. وبالنظر إلى أن البيئة غير مؤكدة و الرياح. يقترح طريقتين لاجل ضمان الهيكل في اتجاه الريح : فرق مضطربة (اختلافات الرياح)، يقترح قوانين مراقبة غيرخطية قوية لتحقيق أهداف متعددة. وقد أجريت كفاءة الاستراتيجيات وفقا لعدة سيناريوهات

كلمات المفاتيح سرعة متغيرة لتوربينات الرياح مع تغير زوايا توربينات الرياح توأمية الشكل نظرية انزلاق, طريقة Backstepping